



Ana Sofia Miranda da Silva Louro

Mestre em Engenharia de Estruturas

Caracterização da aderência de varões nervurados sujeitos a ações repetidas e alternadas

Dissertação para obtenção do Grau de Doutor em
Engenharia Civil, Especialidade em Estruturas

Orientador: Doutor Manuel Pipa, Investigador Principal, LNEC

Coorientador: Doutor Válder Lúcio, Professor Associado, FCT

Júri:

Presidente: Prof.^a Doutora Maria Luísa Dias de Carvalho de
Sousa Leonardo

Arguentes: Prof. Doutor Eduardo Nuno Brito Santos Júlio
Prof. Doutor António Manuel Pinho Ramos

Vogais: Prof. Doutor Rui Manuel Carvalho Marques de Faria
Prof. Doutor Manuel José de Andrade Loureiro Pipa



julho, 2014

Ana Sofia Miranda da Silva Louro

CARACTERIZAÇÃO DA ADERÊNCIA DE VARÕES
NERVURADOS SUJEITOS A AÇÕES
REPETIDAS E ALTERNADAS

Dissertação apresentada para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Civil, especialidade de Estruturas, pela Universidade Nova de Lisboa, Faculdade de Ciências e Tecnologia.

A presente dissertação foi preparada no Laboratório Nacional de Engenharia Civil, no âmbito do protocolo existente entre a FCT e o LNEC.

LISBOA

2014

*Aos meus filhos
Leonor, Afonso e António*

À minha Mãe e ao Mário

AGRADECIMENTOS

A presente dissertação foi elaborada no Núcleo de Comportamento de Estruturas do Departamento de Estruturas do Laboratório Nacional de Engenharia Civil estando integrada no seu plano de investigação programada, pelo que agradeço a esta instituição a oportunidade que me foi concedida, bem como todos os meios disponibilizados para a realização deste trabalho.

Ao Eng.º Manuel Pipa, anterior chefe do Núcleo de Comportamento de Estruturas e orientador científico deste trabalho, desejo prestar o meu profundo agradecimento pelo tema proposto, por todos os ensinamentos e conselhos que me foi dando ao longo da realização deste trabalho, da minha formação no laboratório e ainda pela amizade que sempre demonstrou por mim e pela minha família, desde que comecei a trabalhar no LNEC.

Ao Prof. Válder Lúcio, coorientador científico deste trabalho, agradeço a sua disponibilidade para acompanhar este estudo, as diversas sugestões e comentários apresentados durante a sua revisão cuidada de todo o texto.

Ao Eng.º João Almeida Fernandes, Diretor do Departamento de Estruturas do LNEC quando comecei a realizar este trabalho, manifesto também o meu reconhecido agradecimento, pela sua preocupação constante com a minha formação, pelo seu interesse e confiança e ainda por todos os meios humanos e materiais disponibilizados para o desenvolvimento e concretização desta dissertação.

Agradeço também ao Eng.º José Manuel Catarino, atual Diretor do Departamento de Estruturas e à Eng.ª Helena Cruz, atual chefe do Núcleo de Comportamento de Estruturas, o apoio prestado bem como todas as autorizações necessárias à conclusão deste trabalho no seio das unidades orgânicas do LNEC.

A toda a equipa da sala de ensaios do Núcleo de Comportamento de Estruturas, nomeadamente ao José Barreiros, ao Paulo Marques, ao Rui Alvarez, ao Paulo Santos, ao Joaquim Pereira e ao Carlos Luz tenho a agradecer o enorme apoio, entusiasmo, empenho e dedicação na preparação dos provetes do programa experimental deste trabalho. Deixo aqui um agradecimento especial ao Sr. Luís Ramos por todas as muito úteis sugestões que foi fazendo ao longo da preparação dos provetes e do sistema de ensaio, fruto da sua enorme experiência no desenvolvimento de trabalhos experimentais nos mais diversos núcleos do laboratório.

Aos experimentadores e ao anterior chefe do Núcleo de Observação de Estruturas do LNEC, Eng.º Paulo Silveira, agradeço a disponibilidade para o apoio durante a fase de betonagem e desmoldagem dos provetes, o que permitiu minimizar o impacto inerente ao desenvolvimento de um trabalho deste tipo nas atividades do Núcleo de Comportamento de Estruturas.

Ao Eng.º Bettencourt Ribeiro, chefe do Núcleo de Betões do LNEC, agradeço os esclarecimentos obtidos relativamente às classes de betão mais comuns nas obras em Portugal,

bem como todos os meios humanos e materiais postos à minha disposição para a execução dos provetes previstos no programa experimental e realização dos ensaios de caracterização dos betões. Da mesma forma, agradeço ao Sr. João Milharadas, o facto de, mesmo estando já aposentado, ter disponibilizado a sua vasta experiência para acompanhar a betonagem da primeira série de provetes, tendo em vista as especificidades inerentes à correta execução da mesma.

À equipa da Carpintaria e da Serralharia do LNEC manifesto o meu apreço pela disponibilidade e forma dedicada com que sempre atenderam a todas as solicitações necessárias à concretização deste trabalho.

Ao colega Luís Diniz agradeço o tempo e os meios despendidos na montagem e execução dos acessórios necessários à obtenção da armadura de confinamento.

Ao Engenheiro Paulo Candeias agradeço os esclarecimentos obtidos para o desenvolvimento inicial das folhas de *Mathcad* necessárias ao tratamento dos resultados dos ensaios cíclicos.

Ao Engenheiro António Pinho Ramos e ao colega Rui Marreiros do Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciência e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa agradeço o empréstimo dos medidores de deslocamento utilizados no sistema de ensaio, que muito contribuíram para a rápida e eficaz montagem do sistema de medição em cada um dos provetes.

À equipa da *Cervenka Consulting* agradeço todo o apoio e em especial ao Engenheiro Drobomil Pryl agradeço toda a hospitalidade durante a minha estadia em Praga assim como toda a formação dada no âmbito da utilização do *software* ATENA e a rápida resposta a todos os meus pedidos de esclarecimento durante a modelação dos ensaios. Manifesto também apreço pelo empenho demonstrado no desenvolvimento do *Memory Bond Material* enquanto tentativa para melhor captar a resposta da interface aço-betão em regime cíclico.

Manifesto também o meu sincero agradecimento ao Engenheiro Rui Gonçalves Henriques que, com a sua enorme humildade e sabedoria, muito me ajudou com a revisão cuidada de todo o texto e sempre encontrou uma forma de demonstrar apreço e confiança no meu trabalho, o que muito contribuiu para que, já na reta final, eu tivesse ânimo para levar este barco a bom porto.

Às engenheiras Teresa Oliveira Santos, Elsa Vaz Pereira e Susana Cabral da Fonseca agradeço reconhecida todas as palavras de incentivo e coragem que, vindas de mães como eu, acabaram por ter sempre um efeito especial nas alturas em que foi mais difícil definir prioridades.

Aos colegas e amigos Sandra, José Luís, Maria João, João André e Ricardo desejo agradecer todos os momentos em que se mostraram disponíveis para partilhar as emoções decorrentes do desenvolvimento deste trabalho, bem como todo o apoio e a forma empenhada como me incentivaram a concluí-lo.

Deixo também um agradecimento a todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho, nomeadamente à Cristina Gonçalves, à Júlia Matos, ao Manuel Alves, bem como aos técnicos do sector de Artes Gráficas do LNEC.

Agradeço também à Fundação para a Ciência e Tecnologia o apoio financeiro concedido através da bolsa individual de doutoramento concedida com a referência SFRH/BD/68957/2010 e os apoios materiais gentilmente cedidos pelas empresas Sotecnisol, Ibermetais, Unibetão na pessoa do Engenheiro Ricardo Ribeiro, Açomonta na pessoa da Engenheira Luísa Cadete, bem como ao fornecedor das armaduras.

Apesar de o fazer constantemente, não posso deixar de expressar aqui um agradecimento a toda a minha família que, sem exceção, sempre me apoiou e compreendeu, mas em especial aos meus pais pelas condições de vida que me proporcionaram e que muito contribuíram para que eu, desde sempre, tenha podido fazer aquilo que realmente gosto. Ficarei para sempre grata à minha mãe, pelo esforço feito durante todos estes anos para me apoiar e muitas vezes me substituir perante os meus filhos.

Ao Mário, em particular, agradeço o carinho e o esforço para me apoiar e tantas vezes me tentar compreender, durante os 19 anos em que estamos juntos e em especial durante todo o tempo em que estive mais concentrada neste trabalho do que em tudo o resto.

Finalmente, espero que um dia, quando forem mais crescidinhos, a Leonor, o Afonso e o António, percebam que todo o investimento que fiz na concretização deste trabalho não foi apenas para meu regozijo pessoal.

CARACTERIZAÇÃO DA ADERÊNCIA DE VARÕES NERVURADOS SUJEITOS A ACÇÕES REPETIDAS E ALTERNADAS

RESUMO

No presente trabalho apresentam-se os resultados mais relevantes obtidos num programa experimental desenvolvido no LNEC com o objetivo de caracterizar a aderência dos varões nervurados do tipo A500NR SD existentes no mercado, fundamentalmente para melhorar a modelação do comportamento dos elementos de betão armado de zonas críticas de estruturas inseridas em zonas sísmicas.

O programa experimental desenvolvido pretende simular as condições de aderência existentes num varão horizontal de uma ligação viga-pilar e tem como principais variáveis varões de dois diâmetros frequentemente utilizados (16 e 25 mm), dois níveis diferentes de área relativa das nervuras (A e B) e duas classes de betão (C1 e C2), ambos representativos do betão utilizado nas construções mais relevantes.

Os resultados obtidos quer nos ensaios monotónicos quer nos ensaios cíclicos apontam para um decréscimo da tensão de aderência com o aumento do diâmetro da ordem dos 10%. O aumento da área relativa das nervuras transversais traduz-se num incremento da tensão máxima de aderência da ordem dos 15%, com uma redução do deslizamento que ronda os 15%. Nesse sentido, este estudo propôs que, no caso dos varões com maior área relativa das nervuras, a tensão de aderência máxima possa variar entre 2,35 e 2,65 vezes a raiz quadrada da resistência do betão à compressão e que o patamar onde a tensão de aderência é máxima se situe entre 0,5 e 1,5 mm de deslizamento.

Explorou-se também o fenómeno da entrada em cedência da armadura tendo-se concluído que, em provetes que pretendem simular as condições de aderência existentes num varão horizontal de uma ligação viga-pilar, a entrada em cedência da armadura conduz a uma redução da tensão de aderência máxima inferior a 10%, quer regime monotónico quer em regime cíclico.

PALAVRAS – CHAVE:

- Aderência
- Varões nervurados
- Ações repetidas e alternadas
- Modelação analítica
- Estudo experimental

BOND CHARACTERIZATION OF RIBBED BARS SUBJECTED TO REVERSED REPEATED ACTIONS

ABSTRACT

In this work are presented the most relevant results obtained in an experimental program developed at LNEC in order to define the bond characteristics of rebars grade A500NR SD on the market, mainly to improve the modeling of the behavior of reinforced concrete elements in critical areas of structures located in seismic zones.

The experimental program carried out intends to simulate the bond conditions of a beam-column connection with confining reinforcement, the variables being two rebar diameters commonly used (16 and 25 mm), two different levels of relative ribs area (A and B) and two concrete classes (C1 and C2), both representative of the concrete used in the most relevant structures.

The results obtained both in monotonic and cyclic tests point out to a decrease of the bond stress with the increasing of the diameter of around 10%. The increase of the relative area of the ribs results in an increase of the maximum bond stress in the order of 15%, with a reduction of slip of around 15%. Thus, this study has proposed that for larger relative ribs area rebars, the maximum bond stress should range between 2,35 and 2,65 times the square root of the concrete compressive strength and the level where bond stress is maximum should lie between 0,5 and 1,5 mm of slip.

The bond behaviour during the rebars yielding phenomena was also exploited and it was found that, in specimens that intend to simulate the bond conditions of a beam-column connection with confining reinforcement, the maximum bond stress decrease in less than 10%.

KEYWORDS:

- Bond
- Ribbed bars
- Reversed repeated actions
- Analytical modelling
- Experimental study

SIMBOLOGIA

MAIÚSCULAS LATINAS

A_{gt}	Extensão total na força máxima
A_s	Área total da armadura longitudinal
$A_{st,min}$	Área mínima de armadura transversal
A_{sv}	Área da armadura transversal
$A_{sv,ef}$	Área da armadura transversal efetiva
C	Força de compressão
E	Energia dissipada em regime cíclico
E_0	Energia dissipada em regime monotónico
E_f	Energia dissipada por atrito em regime cíclico
E_{0f}	Energia dissipada por atrito em regime monotónico
E_s	Módulo de elasticidade do aço
F	Força de tração necessária para arrancar o varão
F_a	Força de tração
F_b	Força de aderência
K_b	Coeficiente de correção da tensão de aderência devido ao aumento da extensão na armadura
L_i	Comprimento inicial da zona tracionada
L_f	Comprimento final da zona tracionada
R	Índice esclerométrico
R_e, R_{eH}	Tensão de cedência da armadura
R_m	Tensão de rotura à tração da armadura
$R_{p0,2}$	Tensão limite convencional de proporcionalidade a 0,2% de extensão na armadura
S_C	Deslizamento no ponto C
S_E	Deslizamento no ponto E
S_F	Deslizamento no ponto F
T	Força de tração

MINÚSCULAS LATINAS

a	Coeficiente para contabilizar a extensão da armadura, proposto por Ruiz-Fernández
$a_{esp.}$	Valor de referência da altura das nervuras transversais dos dois lados do varão
a_m	Média das alturas das nervuras transversais dos dois lados do varão
$a_{méd.}$	Valor médio das alturas das nervuras transversais dos dois lados do varão
b	Coeficiente para contabilizar o endurecimento do aço, proposto por Ruiz-Fernández
c	Afastamento das nervuras transversais
c_1	Afastamento das nervuras transversais numa das faces do varão

$c_{esp.}$	Valor de referência do afastamento das nervuras transversais
$c_{méd.}$	Valor médio do afastamento das nervuras transversais
d	Diâmetro nominal do varão
d_0	Diâmetro de referência, proposto por Bamonte
d_b	Diâmetro do varão, proposto por Bamonte
d_f	Coeficiente de dano
$d_{máq,máx}$	Deslocamento medido pela máquina de ensaio na força máxima
$d_{máq,y}$	Deslocamento medido pela máquina de ensaio aquando da cedência armadura
f_{bd}	Valor de cálculo da tensão de rotura de aderência
f_c	Tensão de rotura do betão à compressão
$f_{c, cubo}$	Tensão de rotura do betão à compressão obtida em provetes cúbicos
f_{c0}	Tensão de rotura do betão à compressão de referência, proposta por Bamonte
f_{ck}	Valor característico da tensão de rotura do betão à compressão aos 28 dias de idade
f_{cm}	Valor médio da tensão de rotura do betão à compressão
$f_{cm, cubo}$	Valor médio da tensão de rotura do betão à compressão obtida em provetes cúbicos
f_{ct}	Valor da tensão de rotura do betão à tração
f_{ctm}	Valor médio da tensão de rotura do betão à tração
$f_{ctm,fl}$	Valor médio da tensão de rotura do betão à tração por flexão
f_{ctd}	Valor de cálculo da resistência à tração do betão
f_R	Área relativa das nervuras transversais
$f_{R,esp.}$	Valor de referência da área relativa das nervuras transversais
$f_{R,méd.}$	Valor médio da área relativa das nervuras transversais
$f_{R, min.}$	Valor mínimo da área relativa das nervuras transversais
f_{tm}	Valor médio da tensão de rotura à tração do varão
f_{ym}	Valor médio da tensão de cedência do varão
h_b	Altura da viga
k	Número de classes do histograma
l_b	Comprimento aderente
n	Dimensão da amostra
r	Velocidade relativa de incremento de deslizamento, de acordo com Elgehausen
r_P	Coeficiente de correlação de <i>Pearson</i>
s	Deslizamento
s_1	Deslizamento corresponde ao início do patamar onde a tensão de aderência é máxima no modelo do Model Code 2010
s_2	Deslizamento corresponde ao fim do patamar onde a tensão de aderência é máxima no modelo do Model Code 2010
s_3	Deslizamento corresponde à tensão de atrito no modelo do Model Code 2010
s_f	Deslizamento final registado pelos transdutores de deslocamento

s_{imp}	Deslizamento imposto
$s_{m\acute{a}x.}$	Deslizamento médio aquando da força máxima
s_y	Deslizamento médio registado pelos transdutores de deslocamento aquando da cedência da armadura
\dot{s}	Velocidade de ensaio
\dot{s}_0	Velocidade de ensaio de referência

Maiúsculas Gregas

Λ_{cyc}	Energia dissipada em regime cíclico, proposta pelo Model Code 2010
Λ_0	Energia dissipada em regime monotonico, proposta pelo Model Code 2010
Σ_{fi}	Perímetro sem nervuras transversais
$(\Sigma f_i)_{esp.}$	Valor de referência do perímetro sem nervuras transversais
$(\Sigma f_i)_{méd.}$	Valor médio do perímetro sem nervuras transversais
Ω_{cyc}	Coeficiente de dado devido à imposiao da aao cíclica, proposto pelo Model Code 2010
Ω_y	Coeficiente de dado devido à cedência da armadura, proposto pelo Model Code 2010

Minúsculas Gregas

α	Parâmetro do Model Code 2010 para o ramo ascendente da relaao tensão de aderência-deslizamento
α_f	Coeficiente de correao da resistência do betão à traao por flexão para resistência do betão à traao
β	Parâmetro da relaao local tensão de aderência-deslizamento
$\delta_{elástico}$	Deformaao elástica
$\delta_{máx.}$	Deformaao aproximada do varão aquando da força máxima
$\delta_{plástico}$	Deformaao plástica
δ_y	Alongamento do varão na cedencia
ϵ_{bu}	Coeficiente dependente da altura das nervuras e do diametro, proposto por Ruiz-Fernández
ϵ_s	Extensão na armadura
ϵ_{su}	Extensão na armadura, proposta por Ruiz-Fernández
ϵ_{by}	Extensão da armadura na cedencia, proposta por Ruiz-Fernández
$\epsilon_{máx.}$	Extensão aproximada no varão aquando da força máxima
ϵ_y	Extensão do aço correspondente à tensão de cedência
ϵ_c	Extensão axial do betão
θ_{FE}	Rotaao no interior de um no de uma ligaao viga-pilar
ϕ	Diâmetro do varão

$\phi(\xi)$	Função de eficiência do confinamento
γ	Parâmetro da relação local tensão de aderência-deslizamento
η_1	Coeficiente relacionado com as condições de aderência e posição do varão durante a betonagem
η_2	Coeficiente relacionado com o diâmetro do varão
μ	Média da amostra
σ	Desvio padrão da amostra
σ_s	Tensão instalada no varão
σ_{sv}	Tensão instalada na armadura de confinamento
σ_r	Tensão radial
τ	Tensão de aderência local
τ_0^{CC}	Tensão de aderência aço-betão com confinamento
τ_0^{PB}	Tensão de aderência máxima de varões lisos
τ_0^{SC}	Tensão de aderência aço-betão sem confinamento
$\tau_{0,01}$	Tensão de aderência para 0,01 mm de deslizamento
$\tau_{0,1}$	Tensão de aderência para 0,1 mm de deslizamento
τ_1	Tensão de aderência máxima
τ_3	Tensão de aderência de atrito
τ_1^{RB}	Tensão de aderência máxima de varões nervurados
τ_1^{SB}	Tensão de aderência máxima de varões lisos
τ_b	Tensão de aderência aço-betão
$\tau_{b,max}^*$	Tensão de aderência máxima corrigida, proposta por Bamonte
τ_{bond}	Tensão de aderência aço-betão, no modelo incorporado no <i>software</i> ATENA
τ_d	Tensão de aderência corrigida, de acordo com o anexo D da EN 10080
$\tau_{d,méd.}$	Tensão média de aderência de acordo com o Eurocódigo 2
$\tau_{máx.}$	Tensão de aderência máxima
$\tau_{m,c}$	Tensão de aderência média para os ensaios cíclicos
$\tau_{m,cy1}$	Tensão medida em cada provete logo após os 10 ciclos de deslizamento alternado impostos e a tensão correspondente a um deslizamento de 0,50mm ou imediatamente antes de ocorrer a cedência da armadura
$\tau_{m,cy2}$	Tensão média obtida para deslizamentos de 0,50 e 1,0 mm
$\tau_{m,cy3}$	Média das tensões obtidas logo após os 10 ciclos e a tensão obtida para um deslizamento de 1,0 mm
τ_f	Tensão de aderência de atrito
τ_{res}^{CC}	Tensão de aderência de atrito com confinamento
τ_{res}^{SC}	Tensão de aderência de atrito sem confinamento
τ_{res}^{SB}	Tensão de aderência de atrito em varões lisos

ψ	Parâmetro da relação local tensão de aderência-deslizamento, proposta por Bamonte
ν_s	Coeficiente de <i>Poisson</i>

CARACTERIZAÇÃO DA ADERÊNCIA DE VARÕES NERVURADOS SUJEITOS A ACÇÕES REPETIDAS E ALTERNADAS

ÍNDICE DO TEXTO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 - Motivação.....	3
1.2 - Objetivos	8
1.3 - Organização da Dissertação	8
CAPÍTULO 2 - ENQUADRAMENTO DO TEMA	11
2.1 - Introdução	13
2.2 - Importância da aderência no desempenho de elementos de betão armado	14
2.3 - Parâmetros que afetam o mecanismo de aderência aço-betão	20
2.3.1 - Influência do confinamento	20
2.3.2 - Influência da velocidade.....	22
2.3.3 - Influência do diâmetro	23
2.3.4 - Influência da corrosão das armaduras, do espaçamento entre varões e da fluência do betão	24
2.3.5 - Influência das características do perfil nervurado	25
2.3.5.1 - Influência da área relativa das nervuras transversais ao nível do estado limite de utilização	26
2.3.5.2 - Influência da área relativa das nervuras transversais ao nível do estado limite de último.....	27
2.3.5.3 - Influência da área relativa das nervuras transversais nas zonas de amarração e emenda de varões	29
2.3.6 - Influência da resistência do betão	31
2.3.7 - Influência da imposição de ações cíclicas e alternadas.....	33
2.3.8 - Influência da entrada em cedência das armaduras.....	38
2.4 - Considerações finais	40
CAPÍTULO 3 - CARACTERÍSTICAS DOS VARÕES DE AÇO PARA BETÃO ARMADO	41
3.1 - Introdução	43
3.2 - Características mecânicas das armaduras	43
3.3 - Características geométricas do perfil nervurado.....	45

3.3.1 - Perfil nervurado dos varões	48
3.3.2 - Origem dos resultados	51
3.3.3 - Avaliação estatística dos resultados	52
3.3.3.1 - Comparação entre os valores médios obtidos e os valores de referência	54
3.3.3.2 - Coeficiente de correlação	55
3.3.3.3 - Histogramas e ajuste normal	58
3.3.4 - Evolução das características do perfil nervurado	69
3.4 - Considerações finais	72
CAPÍTULO 4 - PROGRAMA EXPERIMENTAL	75
4.1 - Introdução	77
4.2 - Variáveis envolvidas	77
4.3 - Objetivos do programa experimental	78
4.4 - Características dos provetes	79
4.5 - Materiais utilizados	86
4.5.1 - Betões	86
4.5.2 - Armaduras	87
4.5.2.1 - Varões principais	87
4.5.2.2 - Armadura de confinamento	89
4.6 - Preparação, montagem e execução dos provetes	90
4.6.1 - Provetes exploratórios	90
4.6.2 - Montagem e execução dos provetes	93
4.7 - Sistema de ensaio	96
4.7.1 - Máquina hidráulica servo-controlada	96
4.7.2 - Acessório para instalação dos provetes	97
4.7.3 - Sistema de medição	99
4.8 - Descrição dos ensaios a realizar	101
4.8.1 - Ensaios de caracterização geral dos materiais envolvidos	102
4.8.1.1 - Betões	102
4.8.1.2 - Armaduras	102
4.8.2 - Ensaios específicos para caracterização da aderência	103
4.8.2.1 - Em regime monotónico	104
4.8.2.2 - Em regime cíclico	105
CAPÍTULO 5 - APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	109
5.1 - Introdução	111

5.2 - Resultados dos ensaios de caracterização dos materiais.....	111
5.2.1 - Betões	111
5.2.2 - Armaduras.....	119
5.3 - Resultados dos ensaios de aderência	124
5.3.1 - Ensaio monotónico	126
5.3.1.1 - Efeito do diâmetro.....	132
5.3.1.2 - Efeito da maior área relativa das nervuras transversais	134
5.3.1.3 - Efeito do betão.....	134
5.3.1.4 - Efeito da entrada em cedência da armadura	135
5.3.2 - Ensaio cíclicos alternados.....	146
5.3.2.1 - Efeito do diâmetro.....	157
5.3.2.2 - Efeito da maior área relativa das nervuras transversais	158
5.3.2.3 - Efeito do betão.....	162
5.3.2.4 - Efeito da entrada em cedência da armadura	163
5.4 - Comparação dos resultados obtidos com o previsto pelo Model Code 2010	170
5.4.1 - Regime monotónico	170
5.4.2 - Efeito da imposição da ação cíclica e da cedência da armadura	176
5.4.2.1 - Coeficiente associado à ação cíclica.....	176
5.4.2.2 - Coeficiente associado à cedência da armadura	180
5.5 - Análise global da degradação da tensão de aderência	181
5.6 - Considerações finais	189
CAPÍTULO 6 - MODELAÇÃO DA ADERÊNCIA	191
6.1 - Introdução	193
6.2 - Modelação do comportamento dos provetes	199
6.2.1 - Modelação do comportamento do betão	200
6.2.2 - Modelação do comportamento da armadura.....	200
6.2.3 - Modelação da aderência.....	200
6.3 - Características gerais dos modelos.....	202
6.4 - Resultados obtidos em regime monotónico	206
6.4.1 - Relação proposta pelo Model Code 2010	206
6.4.2 - Proposta para varões com maior área relativa das nervuras transversais	210
6.5 - Resultados obtidos em regime cíclico	213
6.6 - Considerações finais	215
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E PERSPETIVAS DE TRABALHO FUTURO.....	217
7.1 - Síntese do trabalho efetuado	219

7.2 - Principais conclusões	220
7.2.1 - Aderência em regime monotónico	220
7.2.2 - Aderência em regime cíclico	221
7.3 - Perspetivas de trabalho futuro	222
BIBLIOGRAFIA.....	225
ANEXOS	235
ANEXO A - COMPOSIÇÃO DOS BETÕES.....	237
ANEXO B - PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	243
ANEXO C - RESULTADOS INDIVIDUAIS DOS ENSAIOS DOS BETÕES E ARMADURAS	247
ANEXO D - RESULTADOS INDIVIDUAIS DOS ENSAIOS DE ARRANCAMENTO EM REGIME MONOTÓNICO	261
ANEXO E - RESULTADOS INDIVIDUAIS DOS ENSAIOS DE ARRANCAMENTO EM REGIME CÍCLICO	321

CARACTERIZAÇÃO DA ADERÊNCIA DE VARÕES NERVURADOS SUJEITOS A AÇÕES REPETIDAS E ALTERNADAS

ÍNDICE DE FIGURAS

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO

Figura 1.1 – Relação tensão de aderência - deslizamento, com etapas propostas no <i>bulletin 10</i> da FIB [1] (adaptado de [2]).	3
Figura 1.2 – Esquema do ensaio de pull-out (adaptado de [3]).	4
Figura 1.3 – Diferentes modos de rotura da relação tensão de aderência - deslizamento, propostos no <i>bulletin 10</i> da FIB (adaptado de [1]).	6
Figura 1.4 – Interior de um nó viga-pilar sujeito a ação sísmica e rotações das extremidades encastradas [11].	7

CAPÍTULO 2 - ENQUADRAMENTO DO TEMA

Figura 2.1 – Análise da influência da aderência ao nível do elemento estrutural (adaptado de Lowes [22]).	17
Figura 2.2 – Análise da influência da aderência ao nível das nervuras do varão (adaptado de Lowes [22]).	17
Figura 2.3 – Análise da influência da aderência ao nível do varão (adaptado de Lowes [22]).	18
Figura 2.4 – Propagação de uma fenda longitudinal (<i>splitting</i>): início e fenda completa (adaptado de <i>Dominguez</i> [24]).	19
Figura 2.5 – Extração de um cone de betão: criação da superfície de extração e extração completa (adaptado de <i>Dominguez</i> [24]).	19
Figura 2.6 – Propagação da fendilhação cilíndrica: desenvolvimento e aglutinação da fendilhação de corte e possível arrancamento do varão (adaptado de <i>Dominguez</i> [24]).	19
Figura 2.7 – Plastificação da armadura: início e migração da zona plastificada (adaptado de <i>Dominguez</i> [24]).	20
Figura 2.8 – Provete ensaiado por Malvar (adaptado de [26]).	21
Figura 2.9 – Resultados obtidos por Malvar (adaptado de [26]).	22
Figura 2.10 – Influência da velocidade de ensaio (adaptado de <i>Eligehausen</i> [11]).	22
Figura 2.11 – Representação esquemática das inclinações α e β .	30
Figura 2.12 – Perfil nervurado dos varões ensaiados por Eligehausen, Popov e Bertero [11] (#6≈19 mm; #8≈25 mm; #10≈32 mm).	35
Figura 2.13 – Mecanismo de mobilização da aderência em regime monotónico proposto por <i>Eligehausen, Popov e Bertero</i> (adaptado de [11]).	36

Figura 2.14 – Mecanismo de mobilização da aderência em regime cíclico proposto por <i>Eligehausen, Popov e Bertero</i> (adaptado de [11]).	37
Figura 2.15 – Modelo analítico proposto por <i>Eligehausen, Popov e Bertero</i> (adaptado de [11]).	38

CAPÍTULO 3 - CARACTERÍSTICAS DOS VARÕES DE AÇO PARA BETÃO ARMADO

Figura 3.1 – Diagrama tensão-extensão típico dos cinco tipos de armadura existentes no mercado português.	44
Figura 3.2 – Parâmetros do perfil nervurado dos varões de aço para betão armado (adaptado de [74]).	46
Figura 3.3 – Aderência mecânica: efeito associado à presença de nervuras.	47
Figura 3.4 – Perfil nervurado de um varão do tipo A400NR (adaptado de [68]).	49
Figura 3.5 – Perfil nervurado de um varão do tipo A400NR SD (adaptado de [69]).	49
Figura 3.6 – Perfil nervurado de um varão do tipo A500ER (adaptado de [70]).	50
Figura 3.7 – Perfil nervurado de um varão do tipo A500NR (adaptado de [71]).	50
Figura 3.8 – Perfil nervurado de um varão do tipo A500NR SD (adaptado de [72]).	51
Figura 3.9 – Varões de 16 mm: correlação entre a altura e a área relativa das nervuras transversais.	56
Figura 3.10 – Resultados da altura em função da área relativa das nervuras transversais.	57
Figura 3.11 – Resultados do afastamento em função da área relativa das nervuras transversais.	57
Figura 3.13 – Varões de 6 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	59
Figura 3.14 – Varões de 6 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	60
Figura 3.15 – Varões de 8 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	60
Figura 3.16 – Varões de 8 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	60
Figura 3.17 – Varões de 10 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	61
Figura 3.18 – Varões de 10 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	61
Figura 3.19 – Varões de 12 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	61
Figura 3.20 – Varões de 12 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	62
Figura 3.21 – Varões de 16 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	62
Figura 3.22 – Varões de 16 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	62
Figura 3.23 – Varões de 20 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	63
Figura 3.24 – Varões de 20 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	63
Figura 3.25 – Varões de 25 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	63
Figura 3.26 – Varões de 25 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	64
Figura 3.27 – Varões de 32 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	64
Figura 3.28 – Varões de 32 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	64
Figura 3.29 – Varões de 40 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.	65

Figura 3.30 – Varões de 40 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.	65
Figura 3.31 – Resultados obtidos por Darwin e Graham [35] para o grupo 6.....	67
Figura 3.32 – Resultados obtidos por Darwin e Graham [35] para o grupo 7.....	67
Figura 3.33 – Varões de 8 mm: evolução da altura das nervuras transversais.	70
Figura 3.34 – Varões de 8 mm: evolução da área relativa das nervuras transversais.	70
Figura 3.35 – Varões de 16 mm: evolução da altura das nervuras transversais.	71
Figura 3.36 – Varões de 16 mm: evolução da área relativa das nervuras transversais.	71
Figura 3.37 – Varões de 25 mm: evolução da altura das nervuras transversais.	72
Figura 3.38 – Varões de 25 mm: evolução da área relativa das nervuras transversais.	72
Figura 3.39 – Fluxograma com a estratégia de avaliação de uma amostra de zona urbana proposta por Cosenza et al. [79].	73

CAPÍTULO 4 - PROGRAMA EXPERIMENTAL

Figura 4.1 – Esquema genérico dos provetes ensaiados por <i>Eligehausen</i> (adaptado de [11]). ..	79
Figura 4.2 – Estimativa da tensão de aderência obtida em função da área relativa das nervuras transversais (adaptado de [80]).	80
Figura 4.3 – Variação de τ_b com f_R e de σ_s com l_b	81
Figura 4.4 – Relação tensão de aderência-deslizamento no interior e nas zonas adjacentes de uma ligação [11].	82
Figura 4.5 – Provetes com varões de 16 mm: identificação dos cortes.....	84
Figura 4.6 – Características gerais dos provetes com varões de 16 mm: corte X-X'.	84
Figura 4.7 – Características gerais dos provetes com varões de 16 mm: corte Y-Y'.	84
Figura 4.8 – Características gerais dos provetes com varões de 16 mm: corte Z-Z'.	85
Figura 4.9 – Provetes com varões de 25 mm: identificação dos cortes.....	85
Figura 4.10 – Características gerais dos provetes com varões de 25 mm: corte X-X'.	85
Figura 4.11 – Características gerais dos provetes com varões de 25 mm: corte Y-Y'.	86
Figura 4.12 – Características gerais dos provetes com varões de 25 mm: corte Z-Z'.	86
Figura 4.13 – Varões de aço de 16 mm do tipo A500NR SD.....	87
Figura 4.14 – Varões de aço de 25 mm do tipo A500NR SD.....	87
Figura 4.15 – Aspeto final da armadura de confinamento.....	89
Figura 4.16 – Acessórios para montagem e execução das operações de soldadura da armadura de confinamento.....	91
Figura 4.17 – Nivelamento da chapa superior do acessório de ensaio numa das direções.....	91
Figura 4.18 – Resultados obtidos no provete exploratório EXP_16_0.....	92
Figura 4.19 – Resultados obtidos no provete exploratório EXP_25_1.....	92
Figura 4.20 – Aspeto final do varão principal e da armadura de confinamento no interior do molde e posicionamento da membrana, após betonagem da primeira camada de betão.	94
Figura 4.21 – Colocação do betão correspondente à segunda camada e vibração conjunta, de dois provetes de 16 mm, na mesa vibratória.	95

Figura 4.22 – Vibração dos provetes de 25 mm.....	95
Figura 4.23 – Aspeto geral do sistema de ensaio.	96
Figura 4.24 – Detalhe do boletim n.º 08/12 referente à calibração do equipamento LPM EQ 02.	97
Figura 4.25 – Esquema do acessório de ensaio.	98
Figura 4.26 – Acessório com provete instalado.....	99
Figura 4.27 – Aspeto geral e dimensões dos transdutores de deslocamento.	99
Figura 4.28 – Sistema de suporte dos transdutores de deslocamento.	100
Figura 4.29 – Degradação da tensão de aderência em função do número de ciclos imposto [11].	105
Figura 4.30 – Degradação da tensão de aderência em função do número de ciclos impostos [88].	106
Figura 4.31 – Esquema exemplificativo dos diferentes tipos de ensaios previstos.	107

CAPÍTULO 5 - APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Figura 5.1 – Exemplificação do ensaio de abaixamento do cone de Abram's.....	111
Figura 5.2 – Estimativa da evolução da resistência à compressão dos betões da classe C30/37.	113
Figura 5.3 – Estimativa da evolução da resistência à compressão dos betões da classe C50/60.	114
Figura 5.4 – Estimativa da evolução da resistência à tração dos betões da classe C30/37.	115
Figura 5.5 – Estimativa da evolução da resistência à tração dos betões da classe C50/60.	115
Figura 5.6 – Relação obtida entre a resistência à compressão e o índice esclerométrico.....	117
Figura 5.7 – Efeito do confinamento: resultados obtidos por Darwin [35] para os ensaios dos grupos 5 e 6.....	122
Figura 5.8 – Efeito do confinamento: resultados obtidos por Darwin [35] para os ensaios dos grupos 7 e 8.....	122
Figura 5.9 – Varões de 16 mm: f_R dos lotes A e B.	123
Figura 5.10 – Varões de 25 mm: f_R dos lotes A e B.	123
Figura 5.11 – Variação da tensão de aderência no comprimento aderente, em provetes com varões de 16 mm e betão de menor resistência.....	124
Figura 5.12 – Tensão máxima de aderência em função da resistência do betão à compressão (adaptado de Magnusson [51]).	126
Figura 5.13 – Identificação dos diferentes valores da tensão de aderência e deslizamento.....	127
Figura 5.14 – Resultados individuais: provetes de 16 mm em betão de menor resistência.	127
Figura 5.15 – Resultados individuais: provetes de 16 mm em betão de maior resistência.	128
Figura 5.16 – Resultados individuais: provetes de 25 mm em betão de menor resistência.....	128
Figura 5.17 – Resultados individuais: provetes de 25 mm em betão de maior resistência.	129

Figura 5.18 – Ensaio monotônico: resultados médios obtidos nos provetes com betão da classe C30/37.....	131
Figura 5.19 – Ensaio monotônico: valores médios obtidos nos provetes com betão da classe C30/37.....	131
Figura 5.20 – Ensaio monotônico: resultados médios obtidos nos provetes com betão da classe C50/60.....	132
Figura 5.21 – Ensaio monotônico: valores médios obtidos nos provetes com betão da classe C50/60.....	132
Figura 5.22 – Influência do diâmetro (d) na tensão máxima de aderência (τ_1).....	133
Figura 5.23 – Influência da área relativa nas nervuras transversais (f_R) na tensão máxima de aderência (τ_1).	134
Figura 5.24 – Influência da resistência do betão à compressão (f_{cm}) na tensão máxima de aderência (τ_1).	135
Figura 5.25 – Ensaio monotônico: resultados obtidos nos provetes de 16 mm com entrada em cedência da armadura.....	137
Figura 5.26 – Ensaio monotônico: detalhe dos resultados obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes B e BT com cedência da armadura.....	138
Figura 5.27 – Ensaio monotônico: resultados obtidos nos provetes de 25 mm dos lotes AT e A, com e sem entrada em cedência da armadura.	140
Figura 5.28 – Ensaio monotônico: detalhe dos resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote AT com cedência da armadura.	140
Figura 5.29 – Ensaio monotônico: resultados obtidos nos provetes de 25 mm dos lotes BT e B, com e sem entrada em cedência da armadura.	142
Figura 5.30 – Ensaio de tração em varões de 16 mm: extensão na entrada em cedência da armadura.	143
Figura 5.31 – Ensaio de tração em varões de 25 mm: extensão na entrada em cedência da armadura.	143
Figura 5.32 – Provetes com varões de 16 mm e 25 mm: comprimento livre entre a zona de amarração e a zona aderente.....	144
Figura 5.33 – Provede B_C2_16_2: detalhe da zona de deformação plástica e estimativa da extensão.....	146
Figura 5.34 – Ensaio Tipo T1: exemplificação da relação deslizamento imposto - tempo.	148
Figura 5.35 – Comparação entre os resultados obtidos nos ensaios monotônicos e cíclicos envolvendo varões de 16 e 25 mm, nos lotes A e B com betão de menor resistência.	149
Figura 5.36 – Comparação entre os resultados obtidos nos ensaios monotônicos e cíclicos envolvendo varões de 16 e 25 mm, nos lotes A e B com betão de maior resistência.....	150
Figura 5.37 – Ensaio Tipo T2, T3, T4 e T5: exemplificação da relação deslizamento imposto - tempo.....	151

Figura 5.38 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de menor resistência.	152
Figura 5.39 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote AT em betão de menor resistência.	152
Figura 5.40 – Ensaio cíclico tipo 2: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de menor resistência.	153
Figura 5.41 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de menor resistência.	154
Figura 5.42 – Ensaio cíclico Tipo 3: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de menor resistência.	154
Figura 5.43 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de maior resistência.	155
Figura 5.44 – Ensaio cíclico Tipo 4: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de maior resistência.	156
Figura 5.45 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de maior resistência.	156
Figura 5.46 – Ensaio cíclico Tipo 5: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de maior resistência.	157
Figura 5.47 – Influência do diâmetro (d) na tensão máxima de aderência (τ_1), obtida nos ensaios cíclicos Tipo 1.	158
Figura 5.48 – Influência da área relativa nas nervuras transversais (f_R) na tensão máxima de aderência (τ_1), obtida nos ensaios cíclicos Tipo 1.	158
Figura 5.49 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes A e AT em betão de menor resistência.	159
Figura 5.50 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes B e BT em betão de menor resistência.	160
Figura 5.51 – Ensaio cíclico Tipo 1: detalhe dos resultados médios obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de menor resistência.	160
Figura 5.52 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados médios obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de menor resistência.	162
Figura 5.53 – Influência da resistência do betão à compressão (f_{cm}) na tensão máxima de aderência (τ_1), obtida nos ensaios cíclicos Tipo 1.	163
Figura 5.54 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes A e B com os lotes AT e BT, em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.	167
Figura 5.55 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes AT e BT e no lote BT (cedência antes da ação cíclica com menor deslizamento imposto), em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.	168

Figura 5.56 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes AT e BT com o lote AT (cedência antes da ação cíclica com maior deslizamento imposto), em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.	168
Figura 5.57 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes A e B e no lote BT (cedência antes da ação cíclica com maior e menor deslizamento imposto), em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.	169
Figura 5.58 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5], [6].....	171
Figura 5.59 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 25 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5] e [6].....	172
Figura 5.60 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de maior resistência e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5] e [6].....	172
Figura 5.61 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 25 mm de betão de maior resistência e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5] e [6].....	173
Figura 5.62 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta para provetes com menor f_R	174
Figura 5.63 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta para provetes com maior f_R	175
Figura 5.64 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 25 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta para provetes com maior f_R	175
Figura 5.65 – Metodologia de determinação da energia dissipada prevista pelo Model Code [5], [6].....	176
Figura 5.66 – Evolução do fator de redução Ω_y em função da extensão da armadura (ϵ_s).	181
Figura 5.67 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 16 mm do lote A com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.	182
Figura 5.68 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 16 mm do lote A com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.....	182
Figura 5.69 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 16 mm do lote B com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.	183

Figura 5.70 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 16 mm do lote B com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.....	183
Figura 5.71 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 25 mm do lote B com betão de menor resistência – ensaios cíclicos tipo T1....	183
Figura 5.74 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 25 mm do lote A com betão de menor resistência – ensaios cíclicos tipo T2.....	184
Figura 5.75 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 25 mm com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T5.	185
Figura 5.76 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 25 mm com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T5.	185
Figura 5.77 – Tensão de aderência no 1º, 5º e 10º ciclo em função da relação entre a energia dissipada em regime cíclico e em regime monotónico.	186
Figura 5.78 – Tensão de aderência no 1º, 5º e 10º ciclo em função do somatório da relação entre a energia dissipada em regime cíclico e a energia dissipada em regime monotónico com a relação entre o deslizamento acumulado em regime cíclico e o deslizamento acumulado em regime monotónico.	187
Figura 5.79 – Tensão de aderência no 1º, 5º e 10º ciclo, com proposta de coeficiente de dano associado ao deslizamento acumulado.	188

CAPÍTULO 6 - MODELAÇÃO DA ADERÊNCIA

Figura 6.1 – Coeficiente de dano (d), para a obtenção do ramo de recarga e da envolvente reduzida, proposto por Eligehausen <i>et al</i> [11].	196
Figura 6.2 – Coeficiente de dano (d_f) para o ramo de atrito, proposto por Eligehausen <i>et al</i> [11].	196
Figura 6.3 – Coeficiente K_b proposto por Ruiz-Fernández <i>et al.</i> [116] para correção da tensão de aderência a partir da extensão de cedência (ϵ_y) devido ao aumento da extensão na armadura (ϵ_s).	198
Figura 6.4 – Modelos propostos para o coeficiente K_b por Ruiz-Fernández <i>et al.</i> [116]	199
Figura 6.5 – Elemento " <i>Reinforcement bar with bond</i> " disponível no ATENA (adaptado de [119]).	201
Figura 6.6 – Esquema de funcionamento do " <i>Memory Bond material</i> " disponível no ATENA (adaptado de [117]).	202
Figura 6.7 – Esquema de nós do " <i>CCIsoBrick element</i> " disponível no ATENA (adaptado de [117]).	203
Figura 6.8 – Aspeto geral do modelo para varões de 16 mm para simulação em regime monotónico.	204

Figura 6.9 – Aspeto geral do modelo para varões de 16 mm para simulação em regime cíclico (compressão).....	205
Figura 6.10 – Modelo de 16 mm: perspectiva yz com identificação dos pontos de controlo de resultados.	205
Figura 6.11 – Exemplificação do tipo de resultados obtidos com limite de convergência de 0,01.	206
Figura 6.12 – Resultados obtidos pelo modelo de 16 mm com duas resistências de betão diferentes.....	207
Figura 6.13 – Esquema para análise da evolução da tensão de aderência na zona aderente..	207
Figura 6.14 – Evolução da tensão de aderência e o do respetivo deslizamento na zona aderente do modelo de 16 mm com betão de menor resistência.....	208
Figura 6.15 – Resultados obtidos pelo modelo de 25 mm com duas resistências de betão diferentes.....	209
Figura 6.16 – Resultados obtidos pelo modelo de 16 mm com e sem tratamento térmico (BT).	209
Figura 6.17 – Resultados obtidos pelo modelo de 25 mm com o tratamento térmico (AT e BT).	210
Figura 6.18 – Comparação entre os resultados obtidos pelo modelo de 16 mm e os resultados experimentais dos provetes do lote A de betão de menor resistência.....	211
Figura 6.19 – Comparação entre os resultados obtidos pelo modelo de 16 mm e os resultados experimentais dos provetes do lote B de betão de menor resistência.....	212
Figura 6.20 – Comparação entre os resultados obtidos pelo modelo de 25 mm e os resultados experimentais dos provetes dos lotes A e B de betão de menor resistência.....	212
Figura 6.21 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos em regime monotónico e em regime cíclico pelo modelo de 16 mm em betão de menor resistência.	215

CARACTERIZAÇÃO DA ADERÊNCIA DE VARÕES NERVURADOS SUJEITOS A AÇÕES REPETIDAS E ALTERNADAS

ÍNDICE DE QUADROS

CAPÍTULO 3 - CARACTERÍSTICAS DOS VARÕES DE AÇO PARA BETÃO ARMADO

Quadro 3.1 – Principais características das armaduras existentes no mercado português.....	45
Quadro 3.2 – Países de origem dos fabricantes das amostras ensaiadas.....	51
Quadro 3.3 – Dimensão das amostras ensaiadas.....	52
Quadro 3.4 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para a altura das nervuras transversais.	52
Quadro 3.5 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para o afastamento das nervuras transversais.	53
Quadro 3.6 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para o perímetro sem nervuras transversais.	53
Quadro 3.7 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para a área relativa das nervuras transversais.	54
Quadro 3.8 – Relação entre o valor médio e o limite especificado por diâmetro.....	55
Quadro 3.9 – Coeficiente de correlação r_p e r_p^2 obtido para cada um dos parâmetros (a , c , Σf_i) em relação à área relativa das nervuras transversais (f_R).	56
Quadro 3.10 – Parâmetros estatísticos das distribuições normais associadas às duas categorias de material consideradas.	66
Quadro 3.11 – Parâmetros estatísticos das distribuições normais associadas às duas categorias de material consideradas.	68

CAPÍTULO 4 - PROGRAMA EXPERIMENTAL

Quadro 4.1 – Diferentes tipos de provetes a executar em função das variáveis envolvidas.....	78
Quadro 4.2 – Estimativa da tensão instalada na armadura, em função da tensão de aderência e da área relativa das nervuras transversais.	81
Quadro 4.3 – Estimativa da quantidade de armadura transversal necessária.	83
Quadro 4.4 – Resultados dos ensaios de tração realizados para controlo da redução de tensões.	89
Quadro 4.5 – Identificação dos provetes betonados em cada série.	93
Quadro 4.6 – Características dos aços usados na execução do acessório para instalação dos provetes.	98

Quadro 4.7 – Resumo das principais características dos medidores.	100
Quadro 4.8 – Curva de calibração para ensaios monotônicos.....	101
Quadro 4.9 – Curva de calibração para ensaios cíclicos.	101
Quadro 4.10 – Número de provetes por tipo de ensaio e por cada série.	102
Quadro 4.11 – Número de provetes a ensaiar por cada diâmetro dos varões principais.....	103
Quadro 4.12 – Distribuição do tipo de provetes por tipo de ensaio.	108

CAPÍTULO 5 - APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Quadro 5.1 – Resultados obtidos na medição da temperatura e abaixamento.	112
Quadro 5.2 – Resistência do betão à compressão e à tração aos 28 dias.....	112
Quadro 5.3 – Índice esclerométrico e resistência do betão à compressão em cubos.....	117
Quadro 5.4 – Lotes A e B: índice esclerométrico medido e resistência do betão à compressão estimada.	118
Quadro 5.5 – Lotes AT e BT: índice esclerométrico medido e resistência do betão à compressão estimada.	118
Quadro 5.6 – Série 1 e 3: resultados dos ensaios de avaliação da resistência à compressão..	119
Quadro 5.7 – Características mecânicas dos varões em estudo.....	120
Quadro 5.8 – Características geométricas das nervuras dos varões em estudo.	120
Quadro 5.9 – Ensaio monotónico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes com betão da classe C30/37.	130
Quadro 5.10 – Ensaio monotónico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes com betão da classe C50/60.	130
Quadro 5.11 – Ensaio monotónico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 16 mm (lotes B e BT) com betão da classe C50/60.....	138
Quadro 5.12 – Ensaio monotónico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 16 mm (lotes A e AT) com betão da classe C50/60.....	139
Quadro 5.13 – Ensaio monotónico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 25 mm (lotes A e AT) com betão da classe C50/60.....	141
Quadro 5.14 – Ensaio monotónico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 25 mm (lotes B e BT) com betão da classe C50/60.....	141
Quadro 5.15 – Estimativa da extensão na força máxima, para provetes de 16 mm (lotes B e BT), com betão de maior resistência.	145
Quadro 5.16 – Estimativa da extensão na força máxima, para provetes de 25 mm (lotes AT e BT), com betão de maior resistência.	145
Quadro 5.17 – Identificação do tipo de ensaio realizado e do respetivo deslizamento imposto, em cada conjunto de provetes.	147
Quadro 5.18 – Resultados obtidos nos ensaios monotónicos e cíclicos do Tipo 1 em betão de menor resistência.	148

Quadro 5.19 – Resultados obtidos nos ensaios monotônicos e cíclicos do Tipo 1 em betão de maior resistência.	150
Quadro 5.20 – Resultados obtidos em diversos tipos de ensaios cíclicos alternados realizados em varões de 25 mm.....	151
Quadro 5.21 – Tensão de aderência média em regime cíclico, dos lotes A e B em betão de menor resistência.	161
Quadro 5.22 – Tensões de aderência máxima e médias dos ensaios cíclicos Tipo 1, em provetes com varões de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.	164
Quadro 5.23 – Diferença relativa entre os resultados obtidos, em provetes com varões de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.	164
Quadro 5.24 – Tensões de aderência máxima e médias dos ensaios cíclicos Tipo 1, em provetes com varões de 25 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.	165
Quadro 5.25 – Diferença relativa entre os resultados obtidos, em provetes com varões de 25 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.	166
Quadro 5.26 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos pelo Model Code 1990 [4] e no Model Code 2010 [5] e [6].	171
Quadro 5.27 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 16 mm de betão com maior resistência, em ensaios cíclicos do tipo T1 nos lotes A e B.	178
Quadro 5.28 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 16 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T2 nos lotes AT e BT.....	178
Quadro 5.29 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 25 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T1 nos lotes A e B.	179
Quadro 5.30 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 25 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T2 com menor deslizamento imposto.	179
Quadro 5.31 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 25 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T2 com maior deslizamento imposto.	180
Quadro 5.32 – Determinação da relação entre o deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima em regime cíclico comparativamente com o regime monotónico.....	186

CAPÍTULO 6 - MODELAÇÃO DA ADERÊNCIA

Quadro 6.1 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos pelo Model Code 2010 [5], [6].	194
Quadro 6.2 – Dimensão da malha de elementos finitos de cada macrolemento.....	203
Quadro 6.3 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos para ajuste do Model Code [5], [6].	211
Quadro 6.4 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento imposta em regime cíclico: <i>steps</i> 1 a 63.....	214

Quadro 6.5 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento imposta em regime cíclico: <i>steps</i> 64 a 130.....	214
Quadro 6.6 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos em regime monotónico e em regime cíclico.....	215

CAPÍTULO 1

Introdução

1.1 - Motivação

O comportamento de elementos de betão armado está associado ao mecanismo de aderência aço-betão, sendo este fenómeno responsável pela compatibilidade de deformações entre os dois materiais e portanto um fator determinante no comportamento estrutural dos elementos.

É sabido que os elementos de betão armado podem ser solicitados simultaneamente à compressão e à tração. Nas zonas comprimidas, o betão e o aço apresentam normalmente as mesmas deformações e nas zonas tracionadas, a existência de aderência suficiente permite, até certo ponto, impedir o deslocamento relativo entre a armadura e o betão envolvente.

Assim, a ligação da armadura ao betão é garantida pela existência de um certo nível de aderência entre os materiais. A aderência é composta por uma combinação de diversas parcelas designadas na literatura por adesão química entre a pasta de cimento e o aço, atrito entre as superfícies de contato e uma terceira parcela designada por aderência mecânica associada à existência de nervuras, as quais decorrem de diferentes fenómenos que intervêm na ligação aço-betão.

O *Bulletin 10* da *Fédération Internationale du Béton* (FIB) [1], representa a relação tensão de aderência - deslizamento, em regime monotónico, de forma detalhada e explicita que a interação aço-betão é definida por diversas etapas distintas, que conduzem a três modos de rotura diferentes, como se pode observar pela figura seguinte.

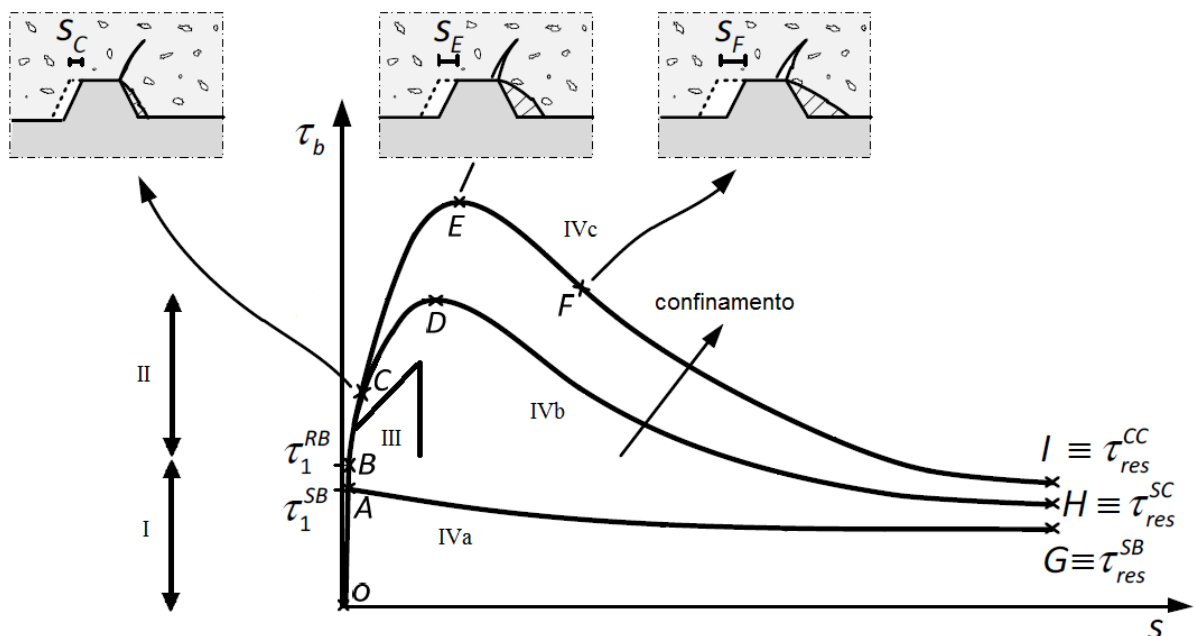
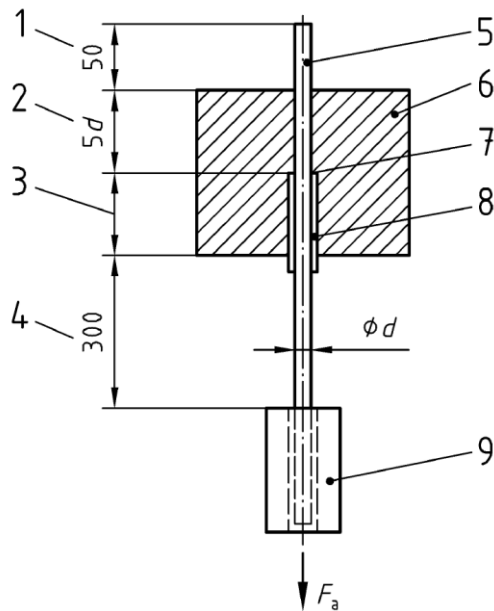


Figura 1.1 – Relação tensão de aderência - deslizamento, com etapas propostas no *bulletin 10* da FIB [1] (adaptado de [2]).

Esta relação foi obtida a partir de um ensaio de arrancamento (*pull-out* na designação anglo-saxónica) que, basicamente, avalia a aderência entre os varões de aço e o betão usando um provete composto por um cubo de betão com um varão a atravessar o mesmo entre duas

faces opostas, em que uma zona do varão está aderente ao betão e a restante não. O ensaio é realizado com o cubo apoiado na face inferior e consiste em tracionar o varão pela extremidade inferior ficando a extremidade oposta livre, sendo medida a força aplicada e o deslocamento na extremidade livre (Figura 1.2).



Legenda (cotas em mm):

- 1 – Troço do varão até ao ponto de colocação do medidor de deslocamento
- 2 – Comprimento efetivo de aderência
- 3 – Comprimento livre = mínimo de 200 mm ou 5d
- 4 – Troço do varão entre a face do cubo e o ponto de aplicação da força de tração (F_a)
- 5 – Varão
- 6 – Betão
- 7 – Obturação
- 8 – Manga de plástico
- 9 – Mordente da máquina de ensaio

Figura 1.2 – Esquema do ensaio de pull-out (adaptado de [3]).

Neste ensaio pode-se identificar quatro etapas relativas ao comportamento local da aderência entre o aço e o betão: numa primeira fase, o betão não se encontra ainda fendilhado, uma segunda etapa em que surge microfendilhação em redor do varão, na terceira etapa surgem no betão fendas radiais e as nervuras começam a esmagar o betão com o qual estão em contato e a última fase em que a rotura da ligação se dá abruptamente.

Na etapa I (Figura 1.1), em que o betão não está fendilhado e em que as tensões de aderência são baixas, $\tau \leq \tau_1 = (0,2 \text{ a } 0,8) \times f_{ct}$, a aderência é assegurada pela parcela da adesão química, não havendo escorregamento considerável, mas existindo um grande acréscimo das tensões junto à extremidade das nervuras. O modelo admite ainda a existência de uma interação micromecânica devido à rugosidade superficial do varão de aço. O escorregamento representa a deformação do betão sob a ação da carga transmitida pela armadura, que poderá ter a influência de pequenos escorregamentos relativos na interface entre os dois materiais, uma vez que ocorre algum deslocamento relativo devido às distorções na camada de betão junto ao aço (interface), sendo este escorregamento desprezável.

No caso dos varões nervurados (*ribbed bars* - RB) a primeira etapa define-se entre os pontos O e B. Na presença de armadura lisa (*smooth bars* - SB) o limite da aderência perfeita é inferior e apresenta-se no ponto A, ocorrendo de seguida o escorregamento até ao ponto G (*Etapa IVa*), onde a tensão de aderência residual é representada por τ_{res}^{SB} .

Na etapa II aparecem as primeiras fendas e, para valores superiores das tensões de aderência, $\tau > \tau_1$, a adesão química perde-se. Nos varões nervurados, as nervuras induzem grandes tensões no betão e originam micro-fendilhação transversal ao eixo do varão na extremidade das nervuras permitindo que ocorra escorregamento, mas nesta fase a ação das nervuras ainda é limitada, não ocorrendo o fendimento do betão (*splitting* na designação anglo-saxónica).

Na etapa III, para valores ainda mais elevados das tensões de aderência, $\tau \leq \tau_b = (1 \text{ a } 3) \times f_{ct}$, a fendilhação longitudinal alastra-se radialmente devido ao aumento da ação das nervuras, que esmagam o betão adjacente e introduzem um estado de tensão de tração. A pressão exercida pelas nervuras no betão circundante é suportada pelas tensões de cintagem no betão e, como consequência, o betão circundante exerce uma ação de confinamento no varão e a aderência é assegurada essencialmente pelo betão existente entre nervuras ao longo da armadura, pelas bielas radiais de betão e pela zona de betão envolvente não danificado. Caso não exista qualquer confinamento, a rotura ocorre de forma brusca (*Etapa III*). No caso da armadura transversal ser reduzida, esta fase termina assim que a fendilhação radial atinge a face exterior de betão e a rotura ocorre por *splitting* (*Etapa IVb*), passando a resposta pelos pontos D e H, em que a tensão de aderência residual é representada por τ_{res}^{SC} .

No entanto, em zonas de ancoragem relativamente longas e com um confinamento moderado, poderá ocorrer uma rotura mista, havendo numas zonas da ancoragem rotura por *splitting* e noutras rotura por *pull-out*. Esta rotura é definida na literatura por *splitting-induced pull-out failure*.

No caso da armadura transversal ser muita ou o recobrimento ser grande, o confinamento vai impedir o *splitting*, ficando este limitado ao núcleo fendilhado em redor do varão, a resposta segue os pontos C-E-I e a rotura designa-se por *pull-out failure* (*Etapa IVc*). Neste caso a tensão de aderência residual é representada por τ_{res}^{CC} .

Assim, demonstra-se que a avaliação detalhada do desempenho e resistência da aderência é um fenómeno complexo, já que o valor da tensão de aderência é influenciado por um vasto conjunto parâmetros (nada mais que dez, segundo o Model Code 1990 [4] e o Model Code 2010 [5], [6]), no qual se inclui a rugosidade da configuração geométrica do varão.

Para o caso dos varões nervurados, a resistência ao deslizamento deve-se, principalmente, à resistência que o betão oferece às pressões exercidas sobre ele pelas nervuras, ou seja, à aderência mecânica entre o betão e as nervuras. Este tipo de ligação depende da forma, da altura, da inclinação e da distância livre entre as nervuras, como se verá mais adiante.

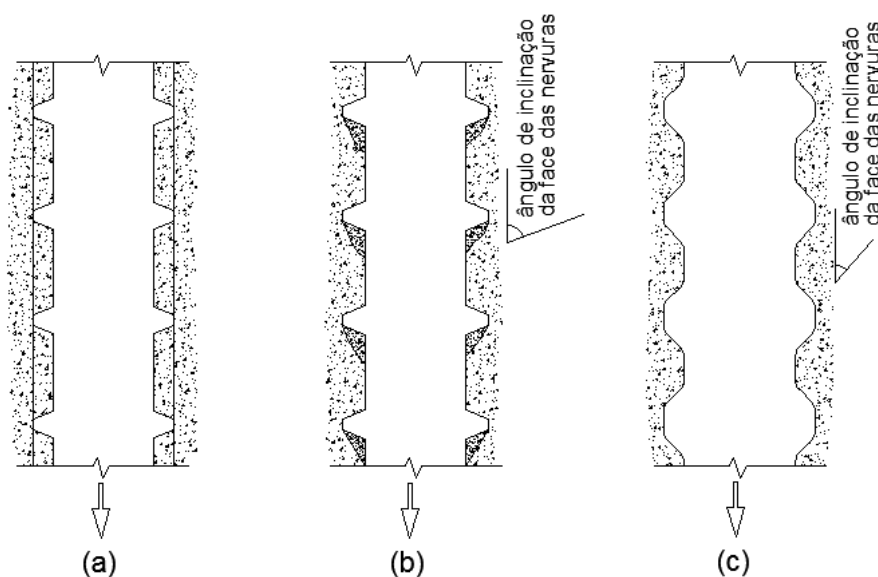
No Núcleo de Comportamento de Estruturas (NCE) do LNEC realizam-se, desde há longa data, medições do perfil nervurado de varões de aço para avaliar as condições de aderência das armaduras existentes no mercado. Esta informação, única no país, tem sido utilizada principalmente para assegurar o cumprimento dos requisitos previstos nas Especificações LNEC

que têm vindo a ser publicadas e que se baseiam essencialmente no desenrolar das exigências previstas ao longo dos tempos pelo projeto da norma europeia 10080 [3].

Nos últimos anos, têm também sido realizados diversos ensaios de arrancamento com vista a caracterizar a aderência de varões com alterações locais da geometria das nervuras a pedido de vários fabricantes, o que relançou a importância da adequada caracterização da aderência, em particular devido à grande variabilidade das características geométricas das nervuras existentes no mercado, que podem conduzir a tensões de aderência relativamente díspares.

Por outro lado, o fenómeno de mobilização da aderência descrito tem, como já foi referido, relevância para avaliar o comportamento de zonas de ancoragem e de emendas. Porém, nestas zonas, o fenómeno não se apresenta como num ensaio laboratorial, podendo existir uma das seguintes situações de rotura:

- Rotura por *pull-out*, sem ou com pouco fendimento do betão (*splitting*), sem fendas visíveis de *splitting*, quando existe um forte confinamento e/ou um recobrimento elevado, originando rotura por corte do betão entre nervuras (Figura 1.3a);
- Rotura por *pull-out* induzida por *splitting* ou parte, com fendas visíveis de *splitting*, nos casos em que o confinamento é moderado e/ou recobrimento limitado, ocorrendo a rotura por corte do betão entre nervuras acompanhada de escorregamentos nas faces das nervuras (Figura 1.3b);
- Rotura por *splitting* induzida por perda do recobrimento, quando não há confinamento e/ou o recobrimento é reduzido, conduzindo ao escorregamento nas faces das nervuras (Figura 1.3c);



a) rotura por *pull-out*; b) rotura por *pull-out* induzida por *splitting*; c) rotura por *splitting*.

Figura 1.3 – Diferentes modos de rotura da relação tensão de aderência - deslizamento, propostos no *bulletin 10* da FIB (adaptado de [1]).

O fenómeno da perda de aderência assume ainda maior relevância quando as estruturas de betão armado são sujeitas a ações severas, como é o caso particular da ação sísmica, uma vez que quando sujeitas a carregamentos cíclicos ou repetidos, as zonas de ancoragem sofrem uma progressiva degradação da aderência que poderá conduzir a uma rotura com tensões de aderência inferiores às tensões últimas obtidas com ensaios monotónicos.

Segundo Broms [7] e também Goto e Otsuka [8], esta redução deve-se à existência de uma microfissuração progressiva e a um esmagamento progressivo do betão junto às nervuras relatado por Gambarova e Giuriani [9] que originam um aumento do deslizamento entre a armadura e o betão.

A perda de aderência devido ao efeito de um carregamento cíclico torna-se ainda mais pertinente nas zonas das estruturas sujeitas a uma maior concentração de esforços, como é o caso dos nós de ligação entre um pilar e uma viga. Aqui, as vigas podem sofrer fendilhação nas secções junto ao pilar, mas a região afetada pela ação da aderência estende-se para o interior do nó, que não está aparentemente fendilhada, devido ao confinamento exercido pelo pilar e pelas vigas transversais que nele convergem.

As fendas na interface viga-pilar vão aumentando durante a exposição à ação cíclica devido à progressiva deterioração da aderência, agravando a rotação relativa entre o pilar e a viga. Segundo Soleimani *et al* [10], o contributo do escorregamento por perda de aderência para a rotação na interface entre a viga e o pilar pode atingir 50% da rotação total, sendo a restante parcela devida à deformação plástica das armaduras.

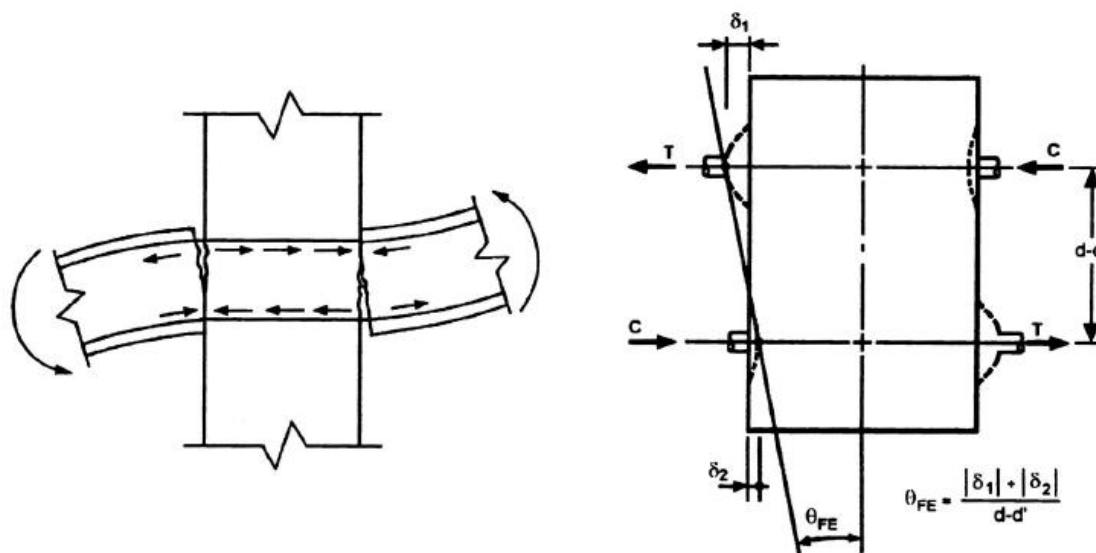


Figura 1.4 – Interior de um nó viga-pilar sujeito a ação sísmica e rotações das extremidades encastradas [11].

A plastificação das armaduras nestas zonas é algo que se acredita que pode fazer, só por si, aumentar consideravelmente o deslizamento, na medida em que, a partir de uma determinada extensão, o diâmetro do varão reduz transversalmente por efeito de *Poisson*, diminuindo assim a

ação de confinamento conferido pelo betão, sendo esta uma das variáveis que se pretende quantificar neste trabalho.

A relação tensão de aderência-deslizamento em regime cíclico proposta em 1983 por Elgehausen [11] baseia-se em ensaios com a armadura em regime elástico, o que na realidade não traduz completamente o fenómeno que ocorre aquando da imposição da ação cíclica em zonas sujeitas a elevada concentração de esforços. Como é o caso das ligações entre vigas e pilares sujeitas a ações sísmicas, uma vez que a plastificação da armadura poderá conduzir a uma modificação da relação tensão de aderência-deslizamento. Assim, pretende-se incorporar este parâmetro numa quantificação dos deslizamentos que efetivamente ocorrem na interface armadura-betão nas armaduras atualmente existentes no mercado.

1.2 - Objetivos

Com este trabalho pretende-se dar uma contribuição para a melhoria do conhecimento do comportamento de estruturas de betão armado sujeitas à ação sísmica, em especial na zona de ligação dos seus elementos, esclarecendo a influência da plastificação das armaduras no fenómeno de perda de aderência.

Este estudo visa quantificar os deslizamentos que efetivamente ocorrem na interface armadura-betão, caracterizando a aderência dos varões nervurados atualmente existentes no mercado, quando sujeitos a cargas cíclicas e alternadas, uma vez que em grande parte do território português o dimensionamento de estruturas de betão armado é condicionado por esta ação.

Com os resultados obtidos considera-se ser possível contribuir para uma utilização mais racional das armaduras disponíveis, com vista a maximizar o desempenho dos elementos de betão armado em zonas sísmicas, recorrendo à utilização de varões com maior área relativa das nervuras transversais.

Por outro lado, os resultados deste estudo poderão contribuir para validar e propor melhorias nos modelos analíticos atualmente utilizados para simular a aderência sob a ação de cargas repetidas e alternadas, e assim contribuir também para a melhoria dos modelos de análise dinâmica não linear (sísmica) de estruturas de betão armado, através da possibilidade de se efetuar uma modelação mais realista do comportamento dos elementos, nomeadamente nas zonas de ancoragem e de rótulas plásticas.

1.3 - Organização da Dissertação

A presente dissertação encontra-se organizada em sete capítulos de texto, um com a bibliografia referenciada e consultada para a realização deste trabalho e 5 anexos.

Neste primeiro capítulo apresenta-se a motivação para a realização deste estudo, definem-se os principais objetivos que se pretendem alcançar e faz-se um breve resumo do conteúdo de cada um dos capítulos que constituem a presente dissertação.

Seguidamente no capítulo 2 faz-se o enquadramento do tema demonstrando qual a importância da adequada caracterização da aderência referindo como é que a aderência é considerada em termos regulamentares e evidenciando quais as principais variáveis que condicionam a aderência através de uma revisão bibliográfica, que permite estabelecer os aspetos que podem ser alvo de estudos mais aprofundados.

No capítulo 3 são resumidas as principais características mecânicas das armaduras para betão armado disponíveis no mercado e apresentadas as suas características geométricas bem como a avaliação estatística dos resultados dos ensaios de medição de nervuras realizados no LNEC entre 2002 e 2012.

O capítulo 4 dedica-se ao programa experimental definido para caracterizar a aderência em regime monotónico e cíclico. São apresentadas as variáveis envolvidas e os principais objetivos a atingir, assim como as características dos provetes de arrancamento a executar e as exigências que se consideraram necessárias ao nível dos materiais e do sistema de ensaio. Incluem-se ainda neste capítulo um resumo das operações de preparação, montagem e execução dos provetes e uma descrição dos ensaios de caracterização dos materiais envolvidos e dos diversos tipos de ensaios de arrancamento realizados.

A apresentação sistemática dos resultados obtidos bem como a sua análise para os diferentes tipos de ensaios realizados encontra-se exposta no capítulo 5. Este capítulo aborda ainda uma proposta para melhor modelar o comportamento em regime monotónico de varões com maior área relativa das nervuras transversais e tecem-se diversas considerações relativas ao comportamento em regime cíclico.

No capítulo 6 aborda-se a modelação do comportamento dos provetes, fazendo-se na primeira parte uma revisão dos principais modelos existentes, quer em regime monotónico quer em regime cíclico. Seguidamente apresentam-se as principais hipóteses admitidas na modelação realizada em regime monotónico e em regime cíclico. Finalmente comparam-se os resultados numéricos com os resultados experimentais obtidos em regime monotónico.

No capítulo 7 faz-se um breve resumo do trabalho realizado apresentando-se as principais conclusões do presente estudo e são também apontadas pistas no sentido de evidenciar perspetivas de desenvolvimento futuro.

No Anexo A incluem-se os estudos de composição dos dois tipos de betões usados, bem como um resumo das quantidades de material a que se recorreu para cada uma das 4 amassaduras realizadas.

No Anexo B apresenta-se o mapa relativo ao programa experimental com indicação dos materiais usados em cada conjunto de provetes, a série em que decorreu a betonagem e os diferentes tipos de ensaios realizados.

No Anexo C apresentam-se os resultados individuais dos ensaios de avaliação da resistência à tração e à compressão dos betões bem como os resultados dos ensaios de tração e medição do perfil nervurado dos varões de aço cujos valores médios se apresentam no ponto 5.2 do capítulo 5.

Finalmente nos Anexos D e E sistematizam-se os resultados individuais obtidos em cada um dos provetes sujeitos a ensaios de arrancamento respetivamente em regime monotónico e cíclico.

CAPÍTULO 2

Enquadramento do tema

2.1 - Introdução

A aderência é uma propriedade essencial para o bom desempenho dos elementos de betão armado, na medida em que é o mecanismo que assegura a transferência de tensões entre o aço e o betão e tem um papel fundamental, quer em termos de estados limite de utilização quer também ao nível do estado limite último.

Ao nível dos estados limite de utilização a aderência limita a abertura de fendas e também a sua distribuição contribuindo assim para minorar as deformações e danos muito localizados. Por outro lado, ao nível dos estados limite últimos, a aderência para além de proporcionar ao betão a capacidade de amarração adequada de qualquer armadura, tem também influência na capacidade de rotação de rótulas plásticas e, no limite, reduções severas de aderência podem afetar o funcionamento conjunto entre os dois materiais. Neste sentido importa contabilizar adequadamente o deslizamento que efetivamente ocorre na interface armadura-betão, uma vez que nem sempre é irrelevante assumir uma ligação perfeita entre a armadura e o betão

Porém, a aderência não é apenas indispensável para permitir o funcionamento conjunto do aço e do betão mas também para controlar o comportamento dos elementos fornecendo níveis adequados de ductilidade. Ou seja, enquanto que a verificação da segurança exige aderência para haver um bom desempenho mecânico, para que os elementos possuam ductilidade é necessário que exista aderência suficiente que permita ter extensões elevadas nas armaduras a fim de deixar dissipar as extensões entre duas fendas consecutivas e favorecer a formação de fendilhação secundária, uma vez que a distância entre fendas é tanto menor quanto melhor for a aderência entre a armadura e o betão.

Devido à sua fundamental relevância para o dimensionamento de estruturas, a aderência tem vindo a ser estudada por vários investigadores e comités técnicos. O esforço desenvolvido pela comunidade científica deu origem a diversas disposições regulamentares para estabelecer os comprimentos de amarração e de emendas das armaduras e ainda para se efetuar a pormenorização adequada das armaduras, garantindo a distância mínima entre varões, necessária a permitir uma betonagem e compactação satisfatórias e assim assegurar apropriadas condições de aderência.

A aderência é quantificada no REBAP [12], no Eurocódigo 2 [13] e também nas várias versões do Model Code (Model Code 1990 [4] e Model Code 2010 [5], [6]) através do valor de cálculo da tensão de rotura de aderência (f_{bd}), cujo valor depende essencialmente dos seguintes fatores:

- Diâmetro e geometria das nervuras dos varões constituintes da armadura;
- Resistência do betão e condições de betonagem.

A título exemplificativo, no Eurocódigo 2 [13], a tensão de aderência necessária para evitar uma rotura da aderência é dada por:

$$f_{bd} = 2,25\eta_1\eta_2f_{ctd} \quad 2.1$$

onde η_1 representa um coeficiente relacionado com as condições de aderência e com a posição do varão durante a betonagem, tomando o valor de 1,0 para condições de “boa” aderência e de 0,7 para todos os outros casos e para varões construídos com cofragens deslizantes, η_2 representa um coeficiente relacionado com o diâmetro do varão, em que:

- $\eta_2 = 1,0$ para $d \leq 32$ mm
- $\eta_2 = (132 - d)/100$ para $d \geq 32$ mm

e f_{ctd} é o valor de cálculo da resistência à tração do betão.

A partir desta grandeza os regulamentos definem a forma de quantificar o comprimento de amarração de referência e também o comprimento de amarração de cálculo, que é na prática, o que mais importa.

Estes conhecimentos têm sido usados principalmente para a conceção de estruturas mas também como base para modelos constitutivos em análises numéricas. Porém, e apesar dos avanços que se têm verificado neste domínio do conhecimento graças a diversas equipas de investigação, o deslizamento associado ao fenómeno da aderência é muitas vezes negligenciado, considerando-se que existe uma ligação perfeita entre as armaduras e o betão nas inúmeras análises numéricas não-lineares de estruturas de betão armado que são feitas.

2.2 - Importância da aderência no desempenho de elementos de betão armado

O fenómeno do escorregamento assume particular relevância nas zonas de ligação quer sejam ligações viga-pilar, pilar-fundação ou parede-fundação, devido aos maiores esforços que aqui se desenvolvem mas também porque nestas zonas se realiza tipicamente a ancoragem dos varões longitudinais dos pilares e/ou vigas.

Como se referiu anteriormente, o comportamento dos edifícios de betão armado é fortemente condicionado pelo mecanismo de aderência aço-betão. Porém, na análise de estruturas de betão armado é comum assumir-se uma aderência perfeita entre o aço e o betão, o que implica a compatibilidade de deformações entre os dois materiais. No entanto, esta hipótese só é válida para pequenos níveis de tensão e de deformação. Para níveis de tensão mais elevados ocorre fissuração e degradação da aderência, instalando-se deslocamentos relativos entre o aço e o betão (escorregamento/deslizamento das armaduras). Deixa assim de ser verificada a compatibilidade de deformações entre o aço e betão e a distribuição de tensões nos dois materiais é afetada.

A degradação da aderência aço-betão com a consequente ocorrência do mecanismo do escorregamento das armaduras é uma das causas comuns de dano e colapso de edifícios de betão armado quando sujeitos à ação dos sismos. Em elementos sujeitos a ações cíclicas, a degradação da aderência pode ocorrer mesmo antes de ser atingida a cedência do aço ou a resistência máxima do betão.

Nas estruturas de betão armado, as ligações viga-pilar são pontos onde ocorrem danos significativos quando as estruturas estão sujeitas a carregamentos cíclicos, uma vez que nestas zonas ocorre a maior concentração de esforços, o que favorece a ocorrência do deslizamento da armadura no interior do betão. Tendo em conta que muitas vezes são realizadas ancoragens nos nós viga-pilar, nestes casos, o fenómeno do escorregamento condiciona de forma mais pronunciada a resposta cíclica das estruturas de betão armado.

A importância da consideração dos efeitos da degradação da aderência e do escorregamento das armaduras na análise de estruturas de betão armado, para uma reprodução mais exata do comportamento das estruturas, é evidenciada por vários autores [14],[15],[16],[17],[18],[19].

No entanto, um dos trabalhos que se julga que demonstra melhor a elevada importância da adequada quantificação do deslizamento/escorregamento que efetivamente ocorre na interface entre o betão e armadura é o de *Suchart Limkatanyu e Enrico Spacone* [20]. A discussão feita pelos autores é baseada em análises realizadas utilizando modelos numéricos que são computacionalmente simples e que conseguem representar as características mais relevantes dos elementos de betão armado quando sujeitos a ações estáticas e dinâmicas. Através da modelação de dois casos práticos com e sem introdução de deslizamento por perda de aderência, o estudo mostra como as análises que incluem deslizamento associado à perda de aderência apresentam uma melhor correlação com os resultados experimentais em relação às análises que assumem uma ligação perfeita.

A justificação dos resultados obtidos está associada ao facto de que, quando se considera a hipótese de uma ligação perfeita entre a armadura e o betão, a rigidez da estrutura é sobrestimada assim como a energia dissipada durante a imposição de cargas cíclicas e, portanto, para a mesma ação, obtêm-se menores deslocamentos. Mas, os ensaios experimentais demonstram que, nas zonas de ligação viga-pilar existe um acréscimo de rotação que está associado ao deslizamento que ocorre entre as armaduras que atravessam a ligação e o betão envolvente. Assim, sob a ação de cargas cíclicas, há uma degradação gradual da aderência que aumenta a flexibilidade e, consequentemente, os deslocamentos.

Portanto, o desenvolvimento de metodologias que permitam descrever o fenómeno da perda de aderência com a maior exatidão possível é uma mais-valia para a obtenção de estimativas mais realistas do desempenho das estruturas.

Este tipo de abordagem enquadra-se também no chamado *Performance-Based Earthquake Engineering* (PBEE), uma vez que nas filosofias mais recentes [21] relativas ao

dimensionamento sísmico de estruturas, se admite que se devem considerar explicitamente múltiplos objetivos de desempenho para as estruturas. Ou seja, este tipo de análises exige um conhecimento muito mais realista dos fenómenos, das características dos materiais e dos níveis de dano aceitáveis para cada nível da ação sísmica.

Assim, todos os esforços que a comunidade científica possa fazer no sentido de esclarecer, clarificar e melhorar a modelação dos elementos estruturais podem contribuir para o estabelecimento do desempenho expectável.

O bom desempenho das estruturas de betão armado em face da ação dos sismos está intimamente associado a uma elevada capacidade de deformação inelástica e à capacidade de dissipação de energia, pelo que se torna importante garantir que os materiais usados têm as características mais adequadas à utilização pretendida.

Por outro lado, é preciso ter em consideração o nível a que se pretende estudar a influência da perda de aderência. Um dos estudos que melhor clarifica este aspeto é o de Lowes [22]. A autora considera que a influência da aderência pode ser investigada, caracterizada e modelada a três níveis diferentes, uma vez que um modelo desenvolvido para representar a aderência a uma determinada escala requer um conjunto único de informação e é adequado para ser usado com um único conjunto de modelos de materiais.

A modelação do efeito da aderência ao nível dos elementos estruturais pressupõe o desenvolvimento de um modelo válido para um determinado elemento estrutural ou ligação de elementos (Figura 2.1). Nestas circunstâncias os resultados experimentais obtidos apresentam uma enorme dependência entre aquilo que é a resposta em termos de aderência e a resposta do elemento em termos de flexão, corte ou torção.

Portanto, os modelos deste tipo são desenvolvidos em função dos parâmetros do elemento e não são facilmente incorporados para utilização no âmbito de um modelo de elementos finitos contínuo. A esta escala, a informação obtida inclui muitas vezes dados como o deslizamento total de uma armadura na interface entre dois elementos ou a força transferida ao longo de uma zona de amarração. Portanto, para incorporar a informação num modelo de elementos finitos contínuo, é preciso estimar qual a distribuição de tensões de aderência ao longo da zona aderente.

A aderência pode também ser analisada ao nível das nervuras da armadura (Figura 2.2). A esta escala, a aderência depende de fatores como as características da pasta de cimento, dos agregados, do tipo de nervuras do varão, da capacidade de transferência de carga entre a pasta e os agregados e ainda da capacidade de dissipação de energia através da fratura e esmagamento da pasta e dos agregados. Desta forma, desenvolver um modelo analítico a este nível, exige que se consiga contabilizar explicitamente fatores como a falta de homogeneidade do betão, a variação da geometria das nervuras ou o padrão de fissuração previsto na vizinhança do varão.

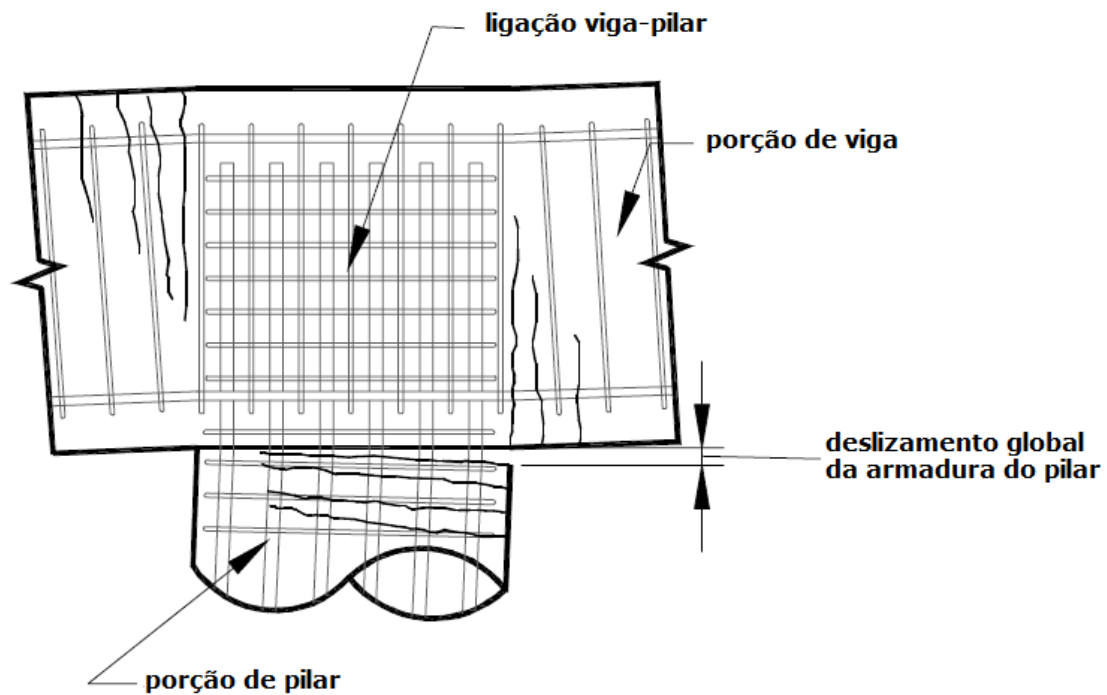


Figura 2.1 – Análise da influência da aderência ao nível do elemento estrutural (adaptado de Lowes [22]).

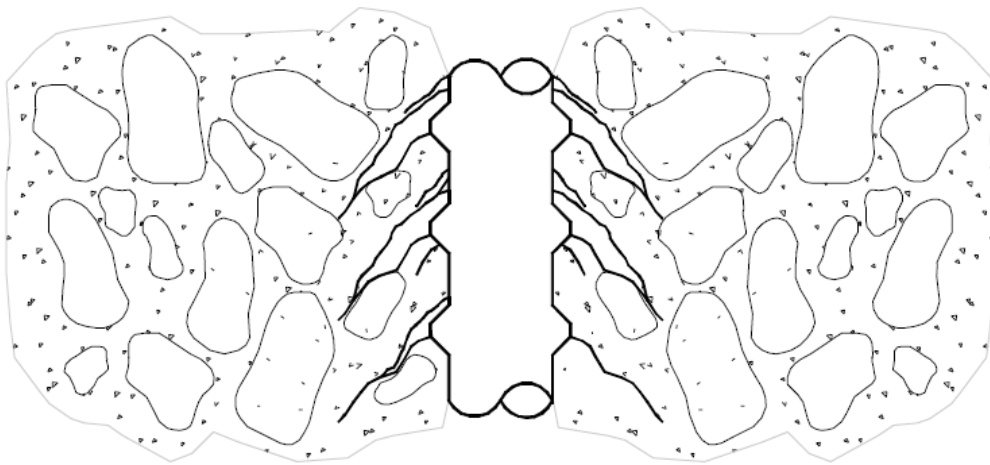


Figura 2.2 – Análise da influência da aderência ao nível das nervuras do varão (adaptado de Lowes [22]).

Uma terceira hipótese consiste em tratar o problema ao nível do varão (Figura 2.3). Neste caso, a zona aderente é considerada contínua e homogênea e as tensões de aderência desenvolvidas dependem fundamentalmente da resistência do betão à compressão e à tração e das características mecânicas e geométricas da armadura. No entanto, como a zona aderente é em geral pequena, é possível obter uma relação tensão de aderência - deslizamento média que pode ser diretamente incorporada num modelo no âmbito dos elementos finitos.

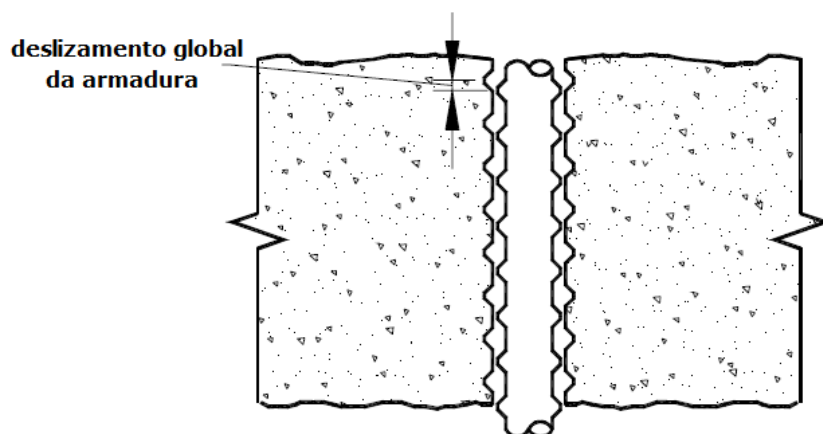


Figura 2.3 – Análise da influência da aderência ao nível do varão (adaptado de Lowes [22]).

Esta classificação sobre a forma como se deve abordar um estudo sobre aderência vai de encontro às recomendações para a caracterização da aderência feitas por Cairns e Plizzari [23] que apontam para a necessidade de diferenciar os vários ensaios existentes para obter informação relativa à aderência. Estes autores salientam que, quando se pretende obter resultados que caracterizem a relação local tensão de aderência-deslizamento, é necessário em primeiro lugar que se tenha em consideração que as tensões de aderência não são constantes ao longo de um varão no seio do betão. Para que tal suceda, é preciso que o comprimento aderente seja curto. Este estudo aponta o limite como sendo da ordem das seis vezes o diâmetro do varão e salienta também que recorrer a uma análise a este nível tem a vantagem de vir a ser possível utilizar os resultados obtidos na modelação numérica de estruturas de betão armado, admitindo a possibilidade de extrapolação de resultados de zonas aderentes curtas para zonas de amarração, que são tipicamente superiores.

Estes autores salientam ainda que, as tensões de aderência em provetes com comprimentos aderentes curtos são, regra geral, superiores aos valores de cálculo, pois estão dependentes do elevado confinamento que é preciso introduzir neste tipo de provetes, para que a rotura ocorra por arrancamento do varão e não por um dos outros modos possíveis: *splitting*, rotura do cone de betão, fendilhação cilíndrica, e plastificação da armadura, amplamente explicitados, por exemplo, por Domínguez [24] e sistematizados no “*State-of-the-art: Bond of reinforcement in concrete*” [1] preparado pelo CEB, e que se ilustram nas figuras seguintes.

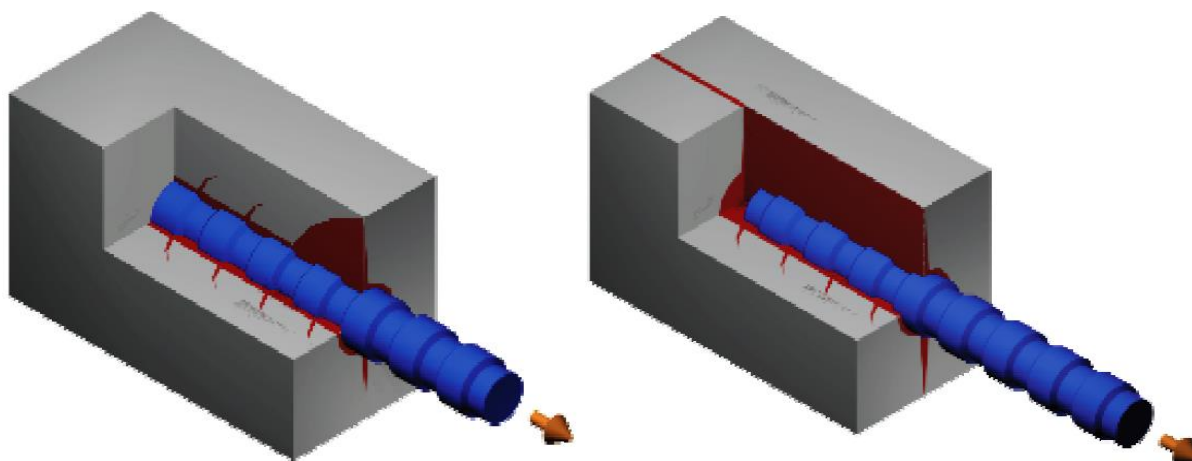


Figura 2.4 – Propagação de uma fenda longitudinal (*splitting*): início e fenda completa (adaptado de *Dominguez* [24]).

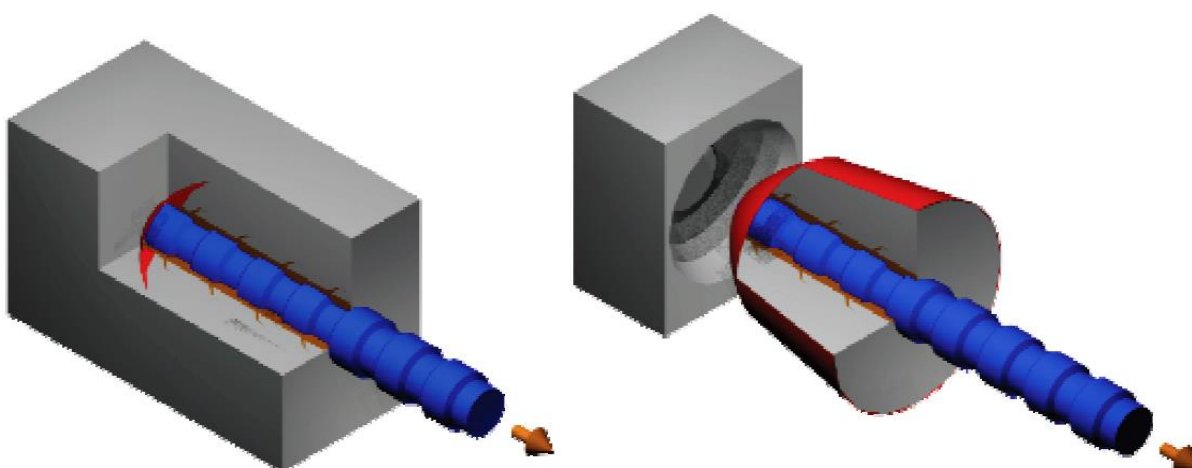


Figura 2.5 – Extração de um cone de betão: criação da superfície de extração e extração completa (adaptado de *Dominguez* [24]).

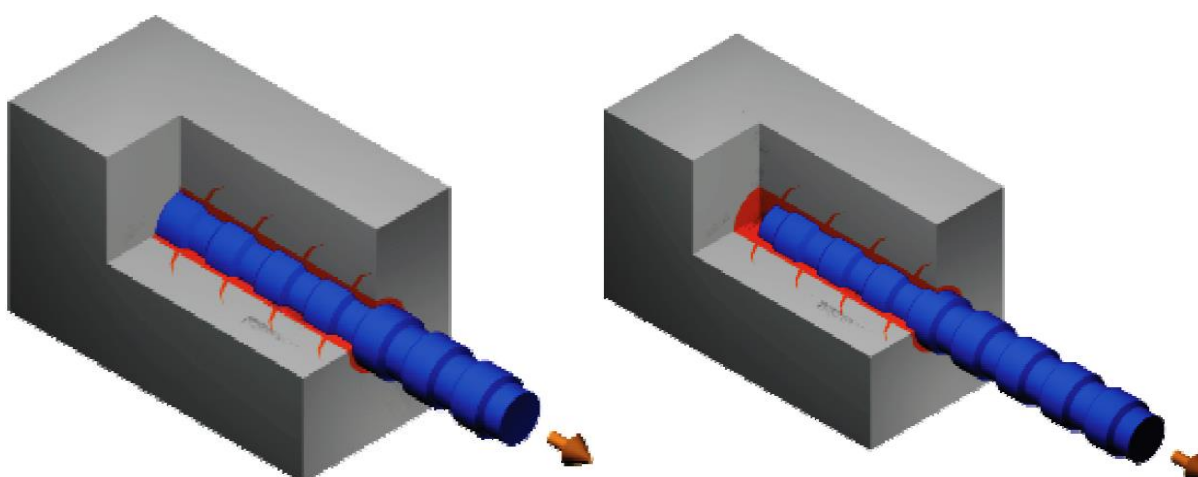


Figura 2.6 – Propagação da fendilhação cilíndrica: desenvolvimento e aglutinação da fendilhação de corte e possível arrancamento do varão (adaptado de *Dominguez* [24]).

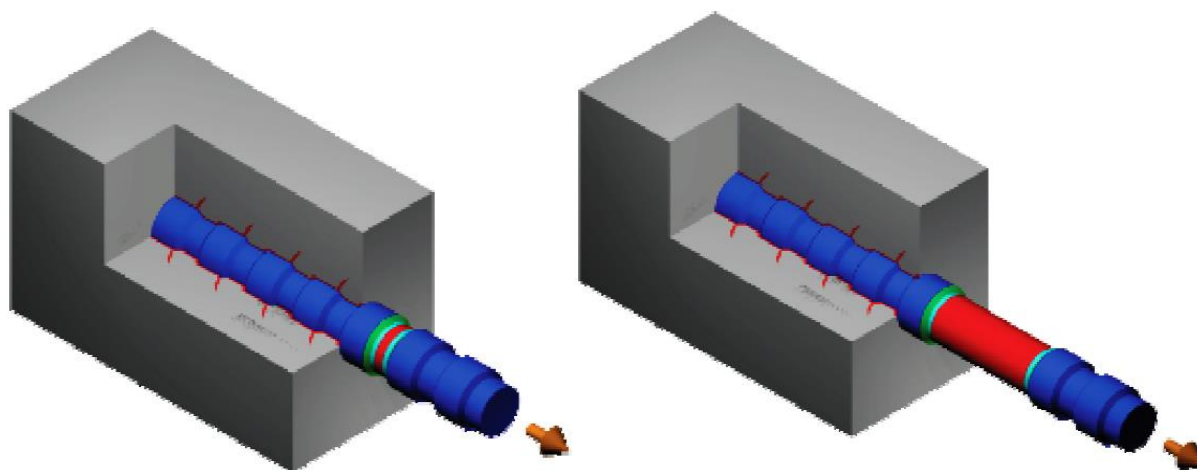


Figura 2.7 – Plastificação da armadura: início e migração da zona plastificada (adaptado de Dominguez [24]).

2.3 - Parâmetros que afetam o mecanismo de aderência aço-betão

O mecanismo de aderência aço-betão tem sido objeto de inúmeros estudos e atualmente a nível regulamentar considera-se, como já foi referido, que é sobretudo função do diâmetro e da geometria das nervuras da armadura e das características do betão assim como das condições em que decorre a betonagem.

Porém, ao longo dos anos têm sido desenvolvidos trabalhos que demonstram que existem outros aspetos que podem interferir na ligação aço-betão, como sejam o grau de confinamento, a velocidade de aplicação de uma determinada ação, a existência ou não de corrosão, o tipo de ação imposta e ainda a cedência da armadura.

2.3.1 - Influência do confinamento

No que diz respeito ao efeito do confinamento, este pode ser dividido em tensões radiais passivas ou ativas. No primeiro caso inclui-se o efeito da armadura transversal enquanto que o confinamento ativo está associado à imposição de forças laterais que podem ser forças externas ou estar associadas à interação com outros elementos estruturais. Em termos da influência no mecanismo de aderência, a comunidade científica é unânime em afirmar que o efeito principal do confinamento é a inibição do efeito de *splitting* e o aumento da componente de atrito.

Segundo o Model Code [4], [5], [6], o betão é considerado não confinado quando se adota o recobrimento mínimo, ou seja, igual ao diâmetro do varão e o mínimo de área de estribos num comprimento igual ao comprimento de ancoragem ($A_{st,min}=0,25 \times A_s$, sendo A_s a área total da armadura longitudinal). O betão é considerado como estando bem confinado quando o recobrimento e o espaçamento livre entre varões são suficientemente grandes ($\geq 5d$ e $\geq 10d$,

respetivamente), ou a armadura transversal é pouco espaçada e tem área total suficientemente grande ($A_{st}=A_s$), ou ainda quando está sujeito a uma pressão transversal elevada ($\geq 7,5\text{MPa}$).

Um exemplo de forte confinamento é o que acontece nos nós pilar-viga, onde o confinamento ativo é conferido pela parte superior do pilar e o confinamento passivo é conferido pelos varões longitudinais do pilar.

No trabalho realizado em 1983 por *Eligehausen* [11], por exemplo, estimou-se que a quantidade mínima de armadura de confinamento prevista pela regulamentação [25] permite que haja um acréscimo de aproximadamente 33% da resistência da ligação, quando comparado com um elemento sem confinamento lateral.

Em 1992 Malvar [26] também constatou que a tensão de aderência máxima quase triplicou quando se aumentou a tensão de confinamento de 3,45 MPa para 31 MPa ao nível do varão ensaiado, segundo o esquema que se apresenta na figura seguinte.

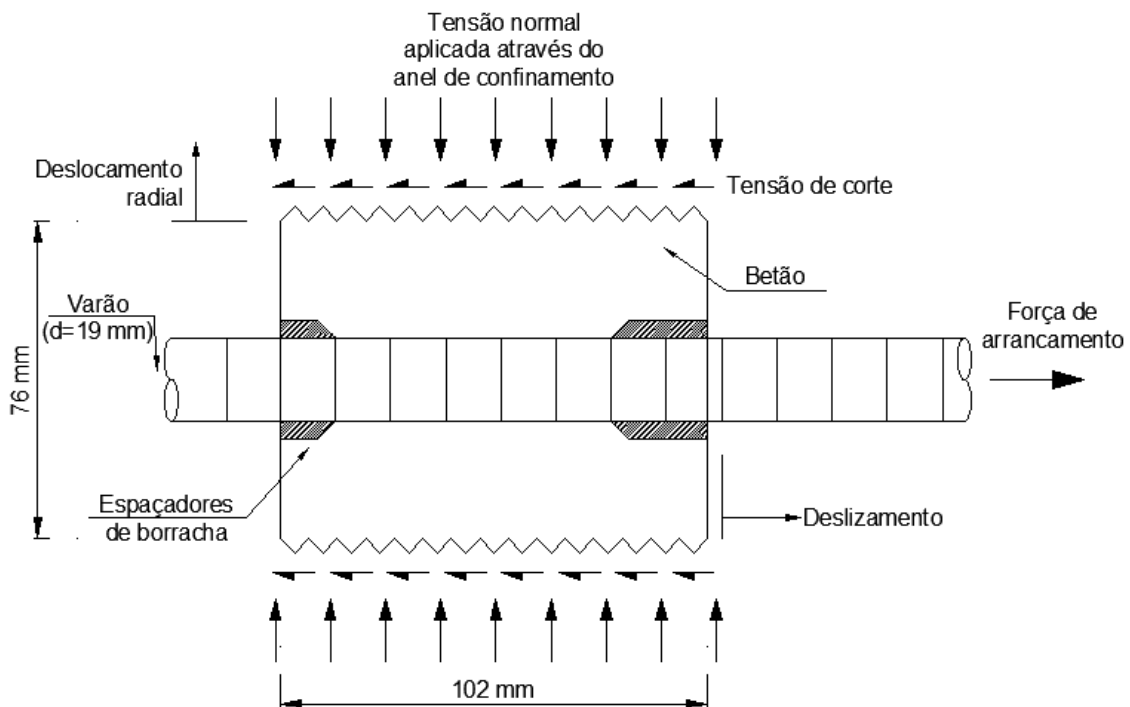


Figura 2.8 – Provete ensaiado por Malvar (adaptado de [26]).

Este estudo revela ainda que o efeito do chamado confinamento ativo se manifesta em todas as fases da relação tensão de aderência - deslizamento, uma vez que embora a rigidez inicial pareça não ser afetada pelo confinamento ativo, a tensão de aderência, o *softening* e a resistência residual demonstram uma clara correlação com os níveis de confinamento imposto (Figura 2.9).

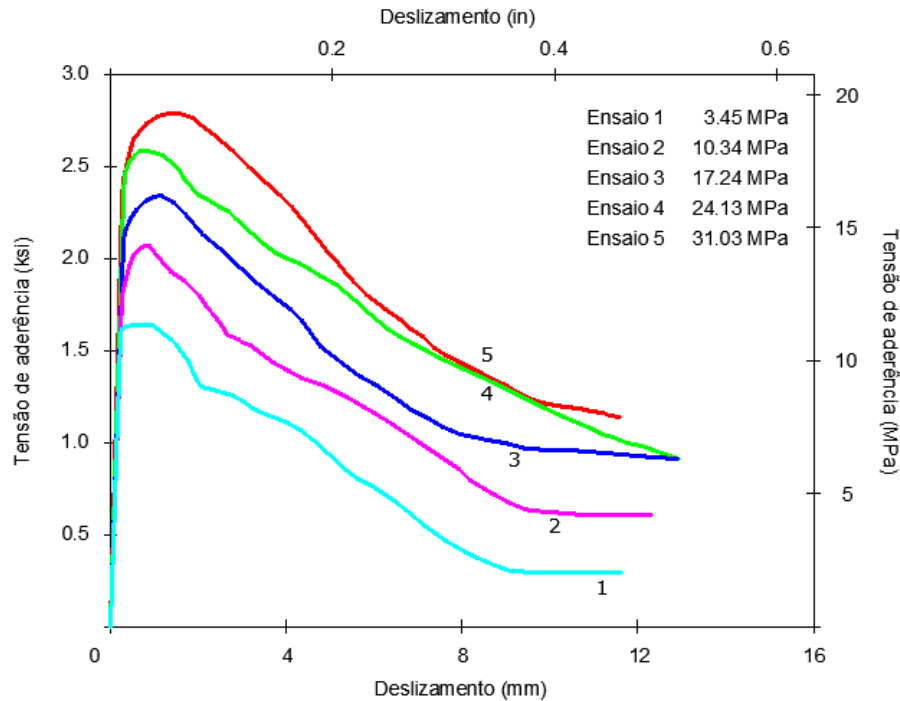


Figura 2.9 – Resultados obtidos por Malvar (adaptado de [26]).

2.3.2 - Influência da velocidade

A velocidade de aplicação de uma determinada ação é outro dos fatores que influencia a tensão de aderência obtida, havendo sobretudo trabalhos experimentais realizados sob ações quási-estáticas ou de impacto. Estudos como os realizados por Hjorth [27], Tassios [28] e mais tarde por Eligehausen [11] evidenciam que a tensão de aderência aumenta à medida que aumenta a velocidade, como se pode verificar pela figura seguinte.

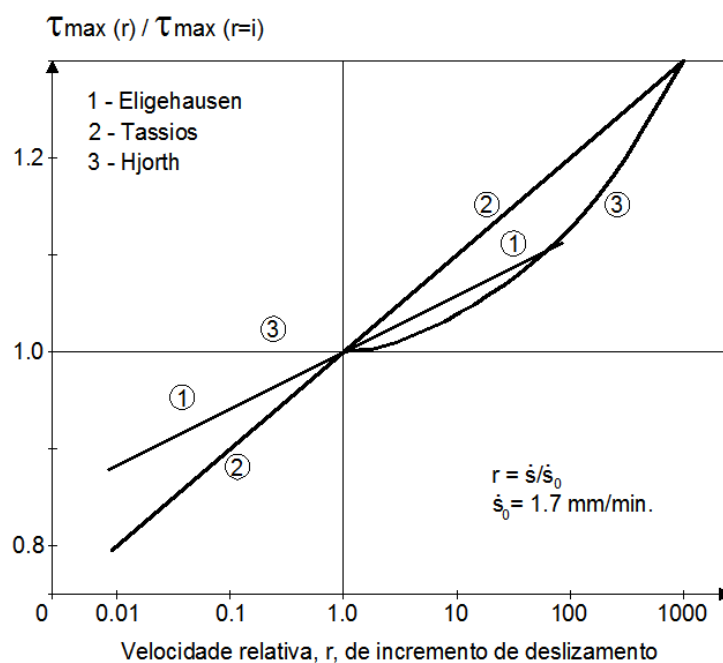


Figura 2.10 – Influência da velocidade de ensaio (adaptado de Eligehausen [11]).

Mais recentemente Lowes [22] estimou que a velocidade de escorregamento das armaduras numa estrutura como uma ponte sujeita à ação de um sismo é de cerca de 0,08 mm/s, e concluiu que, em face da influência da velocidade de ensaio demonstrada pelos estudos anteriormente citados, o incremento da tensão de aderência devido ao aumento da velocidade imposta por um sismo é inferior a 5% do valor obtido em regime estático e por este motivo pode ser desprezado.

2.3.3 - Influência do diâmetro

A influência do diâmetro associada à maior eficiência da aderência em varões de menor diâmetro é algo que é reconhecido por diversos autores e inclusive este efeito está previsto, por exemplo no Eurocódigo 2 [13] para varões de diâmetro superior a 32 mm, uma vez que está prevista a redução da tensão de rotura da aderência.

Existem diversos trabalhos [29], [30] que clarificam a influência do diâmetro para varões lisos, mas nos varões nervurados o fenómeno é mais complexo pois o deslizamento que um varão ensaiado sofre está dependente de fatores como a fendilhação do betão na perpendicular ao eixo do varão, esmagamento do betão em frente das nervuras ou o fendimento do recobrimento do varão.

Neste domínio o trabalho de Eligehausen [11] também aponta pistas e os autores consideraram que o diâmetro tem um efeito moderado e estabelecem que varões de 19 mm de diâmetro apresentam uma tensão de aderência 10% superior a varões de 25 mm e que varões de 31 mm têm uma redução de 10% em relação à tensão de aderência dos varões de 25 mm.

Em 2007 foi proposta por Bamonte [31] uma expressão para a tensão de aderência máxima com efeito do confinamento ($\tau_{b,max}^*$), em função do diâmetro (d_b), que se ajusta de forma satisfatória aos resultados obtidos por outros autores, nomeadamente aos obtidos por Eligehausen [11], obtida a partir das expressões seguintes, em que d_0 é o diâmetro de referência e τ_f é a tensão de atrito.

$$\tau_{b,max}^* = \phi(\xi) \times \left[0,45 + \psi \times \left(\frac{d_b}{d_0} \right)^{-\beta} \right] \times f_c \quad 2.2$$

$$\tau_f = \gamma \times f_c \quad 2.3$$

onde ψ , β e γ são os parâmetros da relação local tensão de aderência - deslizamento obtidos a partir das expressões que se seguem:

$$\psi = 1,1 \times \left(\frac{f_c}{f_{c0}} \right)^{-1} \quad 2.4$$

$$\beta = 0,13 \times \left(\frac{f_c}{f_{c0}} \right) \quad 2.5$$

$$\gamma = 0,4 \times \left(1 - 0,066 \times \frac{f_c}{f_{c0}} \right) \quad 2.6$$

com:

$\phi(\xi)$ que representa a eficiência do confinamento e varia entre 0,87 e 0,70 para d_b entre 16 mm e 32 mm, com valor de referência da resistência do betão à compressão $f_{c0} = 10$ MPa e um valor médio da resistência do betão à compressão (f_c) entre 35 e 80 MPa.

Esta correção permite modificar a lei prevista no Model Code [5], [6] sem alterar consideravelmente a formulação geral.

2.3.4 - Influência da corrosão das armaduras, do espaçamento entre varões e da fluência do betão

Um outro aspeto que pode afetar a aderência aço-betão e consequentemente a relação entre a tensão de aderência e o deslizamento é a corrosão da armadura, uma vez que é uma das mais importantes formas de degradação das estruturas de betão armado e que potencialmente afeta o desempenho em serviço e a durabilidade.

É sabido que a corrosão de armaduras é um processo eletroquímico de que resultam óxidos e hidróxidos de ferro os quais, originam um aumento de volume à superfície dos varões ao qual o betão envolvente das armaduras oferece resistência dando origem à ocorrência de forças expansivas muito importantes que geram trações no betão e podem produzir a sua fendilhação ou delaminação.

O trabalho realizado em 1996 por Almusallam [32] indica que, numa fase inicial, ou seja até 4% de corrosão medida em termos de perda de peso, a corrosão tem um efeito benéfico ao nível da tensão de aderência, com um incremento da tensão máxima de aderência e uma redução do respetivo deslizamento, uma vez que se trata de uma reação expansiva. A partir deste nível de corrosão, a perda de aderência ocorre subitamente para um deslizamento muito baixo.

O autor [32] refere ainda que, para níveis de corrosão entre 4 e 6%, se verifica um deslizamento considerável e que a rotura ocorre devido ao fendimento do betão. A partir deste nível, a corrosão provoca um deslizamento contínuo e a tensão máxima de aderência não é substancialmente diferente mesmo se o nível de corrosão aumentar. Este estudo avaliou ainda a influência da degradação do perfil nervurado associada à corrosão, tendo constatado que ocorre

uma forte redução da tensão de aderência para uma degradação das nervuras da ordem dos 25% e que a redução continua a aumentar até a degradação ser da ordem dos 45%.

Outro dos aspetos que afeta a tensão de aderência é o espaçamento entre varões, tendo o estudo de Eligehausen [11] demonstrado que este efeito passa a ser considerável se os varões estiverem espaçados a menos de 4 diâmetros, sendo praticamente irrelevante para valores superiores.

Antes de se abordar com maior detalhe as variáveis que se consideram ter maior relevância no mecanismo de aderência aço betão, salienta-se ainda que a fluência do betão também influencia a relação entre a tensão de aderência e o deslizamento, diminuindo o declive da parte crescente da curva e está inclusive previsto no Model Code 1990 [4] e no Model Code 2010 [5], [6] um modelo para contemplar este efeito.

2.3.5 - Influência das características do perfil nervurado

Apesar da sistematização dos fatores que influenciam a aderência sob ações repetidas e alternadas e das consequências associadas ao fenómeno da perda de aderência, o trabalho realizado por *Eligehausen, Popov e Bertero* [11] deixou em aberto a influência da geometria das nervuras, em especial a influência da distância entre nervuras e a sua altura, salientando mesmo que eram necessários ensaios adicionais que poderiam vir a justificar melhorias ao modelo analítico proposto.

Os diversos trabalhos de investigação [33], [34], [35] que entretanto foram desenvolvidos ao nível da influência das características do perfil nervurado, avaliam os efeitos da resistência do betão, o tipo e quantidade de agregados e a geometria das nervuras da armadura utilizada para avaliar o efeito da área relativa das nervuras (f_R) e da deterioração que existe na aderência quando são usadas armaduras com diferentes níveis de área relativa das nervuras, sendo a área relativa das nervuras o parâmetro que contabiliza o efeito da altura das nervuras (a), espaçamento entre nervuras (c) e perímetro em que não existem nervuras transversais ($\sum f_i$).

Um dos estudos em questão [33] evidencia que, a uma maior área relativa das nervuras, estão associados menores deslizamentos em regime cíclico e, por isso considera que estudos mais aprofundados podem permitir concluir que os varões com maior área relativa das nervuras são mais adequados para melhorar o comportamento de elementos de betão armado, em especial nas zonas mais afetadas pela degradação da aderência como sejam as zonas de ligação.

Em 1993 um outro trabalho [35] debruçou-se sobre a avaliação dos efeitos da modificação da geometria das nervuras especialmente para tentar perceber até que ponto alterações do perfil nervurado podem ter influência nas tensões de aderência, nomeadamente através do ensaio de provetes constituídos por armaduras com diferentes combinações entre altura e espaçamento entre nervuras, com vista à obtenção de provetes com diferentes áreas relativas das nervuras.

As principais conclusões apontam no sentido de que a resposta, em termos de aderência, é função da área relativa das nervuras, sendo independente da combinação entre altura e espaçamento, havendo também uma maior rigidez inicial na curva carga-deslizamento à medida que aumenta a área relativa das nervuras sob quaisquer condições de confinamento. Pelo contrário, sob condições de baixo confinamento, onde a rotura ocorre por fendimento do betão, os resultados demonstram que a aderência é independente da geometria das nervuras.

Um outro estudo [37] refere também critérios que podem conduzir a um dimensionamento de zonas de amarração e emendas mais realista e por conseguinte mais económico, propondo a existência de maiores comprimentos de amarração sempre que existem condições de baixo confinamento ou a redução dos referidos comprimentos para níveis mais elevados de confinamento, garantidos pela existência de recobrimento mais elevado de armadura transversal e de mais espaço entre os varões.

Mais recentemente U. Mayer [38] sistematizou a influência do perfil nervurado das armaduras no comportamento estrutural de elementos. Para além de uma abordagem exaustiva de diversas considerações relativas à influência da geometria do perfil nervurado nas condições de aderência ao nível da verificação de segurança nos estados limite últimos e de utilização, este trabalho descreve detalhadamente a importância que têm as diversas grandezas que conduzem à obtenção da área relativa das nervuras e que é o parâmetro que, na prática, se usa para controlar o desempenho dos varões nervurados em termos de aderência.

Os estudos paramétricos desenvolvidos por Mayer para investigar a influência da área relativa das nervuras transversais conduziram a conclusões ao nível da verificação de segurança em relação ao estado limite de utilização e ao estado limite último e também ao nível das zonas de amarração e emenda de varões que se detalham nos pontos seguintes.

2.3.5.1 - Influência da área relativa das nervuras transversais ao nível do estado limite de utilização

A este nível, o deslizamento entre a armadura e o betão é reduzido, pelo que a abertura de fendas e a deformação dos elementos são principalmente governadas pelo ramo ascendente da curva tensão de aderência-deslizamento. O autor [38] refere que, de acordo com os resultados dos ensaios da literatura, a rigidez inicial da relação tensão de aderência-deslizamento depende significativamente da área relativa das nervuras transversais. Em contrapartida, para uma área relativa das nervuras transversais constante, a altura, o espaçamento entre nervuras e a inclinação das nervuras relativamente ao eixo do varão e o ângulo das nervuras têm pouca influência. Portanto, para alcançar o desejável comportamento rígido da aderência é necessária elevada área relativa das nervuras transversais.

Mayer [38] refere que, de acordo com Rehm [39], um valor razoável da área relativa das nervuras é 0,070. O valor ótimo para a área relativa do perfil nervurado é dado por Noakowski

[40] como estando entre 0,060 e 0,130. Para Kobuku e Okamura [41], a altura efetiva das nervuras deve estar entre 15 e 20% do espaçamento, ou seja c/a entre 8 e 10 e $a/c \approx 0,11 \approx f_R$. Para Soretz/Hölzenbein [42] é razoável ter um $f_R=0,065$ obtido com uma altura de $0,025 \times d$ e espaçamento de $0,30 \times d$ ($c/a=12$).

Os resultados obtidos em investigações numéricas relacionadas com a influência do f_R no valor médio da abertura de fendas em elementos de betão armado sujeitos a ações de curto prazo e carregamento contínuo podem ser resumidos da seguinte forma: a redução de f_R para valores abaixo dos regulamentares ($f_R=0,040$) em vigas e em lajes armadas numa direção conduz a que a abertura de fendas seja 25 a 40% superior ao que se obtém com valores de f_R regulamentares, dependendo da percentagem de armadura. Por outro lado, com o aumento de f_R para 0,100 a abertura das fendas é 45% inferior àquela que se obtém com f_R regulamentar.

O aumento da resistência do betão entre C30/37 e C50/60 reduz a abertura de fendas em cerca de 15% mas, a influência de f_R permanece a mesma.

A variação da área relativa das nervuras transversais entre 0,04 e 0,100 não tem praticamente influência na deformação de vigas e lajes para ações de curto prazo e carregamento contínuo se a esbelteza dos elementos estiver entre 6 e 12.

Com a utilização de redes eletrossoldadas o espaçamento médio entre fendas é influenciado pela localização dos varões transversais e de acordo com os resultados obtidos por Eligehausen e Mayer [43], a influência da área relativa das nervuras é inferior a 10%.

Assim, a redução da área relativa das nervuras transversais conduz a uma maior abertura de fendas e portanto a sua redução é crítica em termos de estados limite de utilização, em especial quando são usados varões de maior diâmetro.

2.3.5.2 - Influência da área relativa das nervuras transversais ao nível do estado limite de último

Nos estados limite últimos a capacidade de rotação das rótulas plásticas e, por conseguinte, a capacidade dos sistemas estaticamente indeterminados, que não estão armados de acordo com uma distribuição elástica de esforços, para redistribuir os esforços internos é de especial interesse.

Definindo a rotação plástica como sendo a diferença entre a rotação total para a carga máxima, quando é atingido o momento de cedência, e a rotação elástica, Mayer [38] revela que até à data do seu estudo poucos foram os trabalhos que abordaram a influência da geometria das nervuras no desempenho, em termos de aderência, para extensões na armadura fora da zona elástica e portanto, sobre a capacidade de rotação das rótulas plásticas.

Um dos primeiros estudos sobre este assunto foi desenvolvido em 1991 por Bühler e Eibl [44] e refere-se a um programa experimental de ensaios de lajes armadas numa direção com redes

eletrossoldadas constituídas por varões lisos e nervurados. Os resultados obtidos demonstram que, em condições idênticas, as lajes com varões lisos têm uma rotação plástica significativamente maior. Nas lajes idênticas, mas executadas com varões nervurados, as rotações plásticas medidas mostram uma grande dispersão.

Mayer [38] salienta que, de acordo com os trabalhos experimentais desenvolvidos por Tholen e Darwin [45], um aumento da área relativa das nervuras de 0,070 para 0,120 não tem grande influência no desempenho estrutural. Porém, nos ensaios realizados a rotura ocorreu por esmagamento do betão em compressão, pelo que a influência da área relativa das nervuras é, de qualquer forma, reduzida.

Os resultados dos cálculos realizados por Eligehausen e Mayer [43] mostram que, para varões de baixa ductilidade, uma pequena variação na forma da curva tensão-extensão (R_m/R_e de 1,05 para 1,06 e A_{gt} de 25‰ para 30‰) apresenta uma maior influência na capacidade de rotação plástica do que a variação da área relativa das nervuras transversais.

Dos estudos numéricos elaborados por Mayer [38] verifica-se que a influência da área relativa das nervuras transversais na rotação plástica é relevante apenas quando a percentagem de armadura é baixa, o que conduz à rotura da armadura. No caso de ser usado aço de maior ductilidade e com patamar de cedência, os resultados obtidos em vigas e lajes apontam para que a variação da área relativa das nervuras no intervalo entre 0,030 e 0,100 tenha uma influência na rotação plástica inferior a 20%. Por outro lado, quando se utiliza aço sem patamar de cedência com $f_R=0,100$ existe um incremento da rotação plástica em cerca de 30%. Se $f_R=0,030$ os resultados evidenciam uma redução da ordem dos 15%. O autor atribui este comportamento principalmente à modificação do espaçamento entre fendas devido à alteração da relação tensão de aderência-deslizamento e à influência das extensões da armadura em regime plástico no comportamento da aderência.

No caso de se usar redes eletrossoldadas, o espaçamento entre fendas é constante e, neste caso, um aumento da área relativa das nervuras conduz a uma redução da rotação plástica entre 15 e 20%, no intervalo de f_R entre 0,030 e 0,100 sendo independentemente da ductilidade do aço.

Os resultados descritos por Mayer [38] são válidos para varões em que o incremento da área relativa das nervuras é obtido através do aumento da altura das nervuras mantendo o espaçamento constante. Como os deslizamentos nas zonas das rótulas plásticas são elevados, a rotação é sobretudo influenciada pelo declive do ramo descendente da curva tensão de aderência-deslizamento na zona próxima à fenda. Se o declive for menos abrupto, a rotação plástica diminui e, se for mais abrupto, a rotação aumenta uma vez que a contribuição do betão muda. O autor salienta ainda que se consegue que o declive do ramo descendente seja abrupto reduzindo o espaçamento entre as nervuras.

Para elementos em que a formação de fendas não é significativamente influenciada pela existência de elevada armadura transversal, o aumento da área relativa das nervuras comparado com os valores mínimos conduz a maiores rotações plásticas independentemente da ductilidade do aço. O autor considera que este efeito se deve ao menor espaçamento entre fendas como consequência do aumento da área relativa das nervuras, havendo uma redução da contribuição do betão, apesar do aumento da tensão de aderência. Para se ter em conta as forças de fendimento, Mayer aponta que se deve aumentar a área relativa das nervuras reduzindo o espaçamento entre nervuras mantendo a altura constante e aponta que, independentemente da ductilidade do aço, o estudo elaborado sugere ser possível que a relação entre o espaçamento e a altura das nervuras passe de 7 a 10 para 5 a 8.

Este trabalho salienta ainda que é expectável que exista uma redução da capacidade de rotação plástica com a redução da área relativa das nervuras transversais, pelo que uma redução deste tipo deve ser evitada, em especial nos aços de baixa ductilidade.

2.3.5.3 - Influência da área relativa das nervuras transversais nas zonas de amarração e emenda de varões

A rotura das zonas de ancoragem e das emendas pode, entre outros fatores, ser devida ao fendimento ou destacamento do betão de recobrimento. Na prática, para que o comprimento aderente necessário para que se desenvolva a força de cedência da armadura seja o mais curto possível, as forças de fendimento geradas por aderência entre a armadura e o betão devem ser o mais reduzidas possível.

Nesse sentido, a influência da área relativa das nervuras transversais foi já estudada por diversos investigadores. Em 1973, Martin [46] desenvolveu diversas simulações com elementos finitos em regime elástico e linear, variando a altura das nervuras transversais, e constatou que a maior área relativa das nervuras, mantendo o recobrimento constante, conduzia a tensões radiais mais elevadas que se traduziam no aumento do fendimento.

O estudo desenvolvido por Eligehausen em 1979 [47] referente a ensaios de emendas de varões nervurados com pontas retas, permitiu concluir que no intervalo entre 0,050 e 0,100, a influência da área relativa das nervuras transversais no modo de rotura é reduzida e, em 1996 Darwin [36] confirmou esta afirmação.

Os resultados dos ensaios de arrancamento realizados por Tepfers e Olsson [48] e posteriormente também por Cairns e Jones em 1995 [49] revelam que varões com maior área relativa das nervuras transversais causam menores forças de fendimento para tensões de aderência constantes.

Tendo em conta o tipo de rotura que ocorre no betão entre as nervuras, Rehm [39] constatou que as forças de fendimento são tanto maiores quanto menor for a relação entre o espaçamento

e a altura das nervuras. Para a mesma área relativa das nervuras transversais, os ensaios de arrancamento realizados por Kokubu e Okamura [41] e por Soretz e Hölzenbein [42] também confirmam que as forças de fendimento dependem da altura e do espaçamento entre nervuras.

O estudo de Goto e Otsuka [50] realizado em elementos de betão armado tracionados e a avaliação de resultados dos ensaios de emendas com pontas retas realizados por Eligehausen [47] confirmaram que, proporcionalmente, varões com menor altura das nervuras e menor espaçamento conduzem a menores forças de fendimento em comparação com varões com maior altura e maior espaçamento. Os estudos numéricos desenvolvidos por Eligehausen e Mayer em 2000 [43] apontam para que, no intervalo entre 0,050 e 0,200, a influência da área relativa das nervuras em termos de fendimento seja reduzida.

Os resultados da literatura compilados por Mayer [38] indicam que a inclinação das nervuras em relação ao eixo do varão (β) e inclinação da face das nervuras (α) têm pouca influência no fendimento.

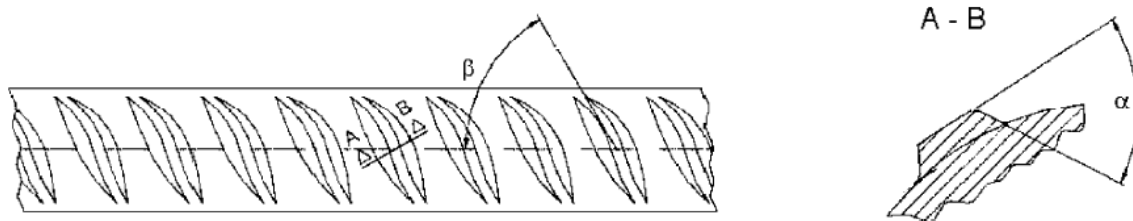


Figura 2.11 – Representação esquemática das inclinações α e β .

Os estudos numéricos realizados pelo autor sobre a influência da área relativa das nervuras transversais no comprimento de amarração de varões retos apontam para que, para roturas por arrancamento, uma maior área relativa das nervuras diminui o comprimento de amarração e consegue-se uma redução do comprimento de amarração necessário se as condições de aderência forem melhoradas. Se a área relativa das nervuras for constante, a alteração da altura ou do espaçamento não tem influência no comprimento de amarração.

Mayer [38] refere, a título exemplificativo, que uma redução da área relativa das nervuras em varões de 8 mm (colocados na horizontal e com boas condições de aderência), de 0,045 (valor mínimo) para 0,030 leva a um aumento de 50% do comprimento de amarração. Nestas condições, se os varões estiverem na vertical, o comprimento de amarração aumenta 25%. No caso de se aumentar a área relativa das nervuras relativamente ao valor mínimo, consegue-se uma redução de 30% do comprimento de amarração se $f_R=0,060$ e de 50% se $f_R=0,080$.

Em condições semelhantes, o estudo conclui que a influência da área relativa das nervuras na relação entre o comprimento aderente e o diâmetro se mantém constante e que o aumento da área relativa das nervuras tem o mesmo efeito em termos de escorregamento e em termos de comprimento de amarração.

Se for empregue armadura transversal para prevenir o fendimento, a influência da área relativa das nervuras, mantendo o recobrimento constante é a que se descreve nos próximos parágrafos. Se a área relativa das nervuras for baixa é suficiente uma reduzida quantidade de armadura transversal para alterar o modo de rotura de fendimento para arrancamento. Na gama de valores da área relativa das nervuras transversais estudados, à medida que se aumenta a quantidade de armadura transversal, o comprimento de amarração diminui. Com o aumento da quantidade de armadura transversal, a relação entre o comprimento de amarração correspondente à área relativa das nervuras em causa e o comprimento de amarração correspondente à área relativa das nervuras mínima aumenta se o valor da área relativa das nervuras for menor que o mínimo e aumenta quando a área relativa é superior à mínima. Assim, Mayer [38] considera que o aumento ou a redução da área relativa das nervuras só é relevante quando a armadura transversal é reduzida, uma vez que a forte influência da armadura transversal com o aumento da área relativa das nervuras se deve ao aumento do efeito de fendimento e, portanto numa maior necessidade de mobilizar a armadura transversal. Um aumento do diâmetro ou da resistência do betão não alteram significativamente a influência da área relativa das nervuras transversais.

Mencionando outros autores, Mayer [38] refere ainda que os resultados descritos na literatura mostram que, se a força de tração imposta for constante, a força de fendimento não é significativamente influenciada pela variação da área relativa das nervuras transversais entre 0,050 e 0,200. Assim, quando as forças de fendimento são baixas, é favorável ter um espaçamento entre nervuras mais reduzido para que a rotura ocorra por corte ao longo do comprimento de amarração do varão.

2.3.6 - Influência da resistência do betão

É sabido que o betão desempenha também um papel determinante na resposta da ligação aço-betão, na medida em que está sujeito a solicitações intensas em especial entre as nervuras da armadura, havendo a fendilhação e o esmagamento do betão nestas zonas. Em geral, é possível afirmar que: quanto melhor for o betão, melhor será o desempenho da ligação. O trabalho de *Dominguez* [24] aponta, como seria de esperar, que a resistência à tração do betão é o parâmetro que controla o limite da aderência perfeita.

Por outro lado, no estudo desenvolvido por Eligehausen [11] concluiu-se que há uma relação inversamente proporcional entre a resistência do betão à compressão e os deslizamentos. O mesmo trabalho também identifica uma relação proporcional entre a tensão de aderência e a resistência à compressão do betão, que está na base da relação tensão de aderência deslizamento prevista na regulamentação, mais concretamente no Model Code 1990 [4] e no Model Code 2010 [5], [6].

Portanto, é preciso ter em conta que a influência desta variável passa a ser tanto mais relevante quanto maior for a resistência do betão e, dado que atualmente existe a tendência para se utilizar betões com resistências à compressão cada vez mais elevadas (60, 80, 100 MPa) em pontes de grande vão, edifícios de grande altura e estruturas marítimas construídas em zonas sujeitas à ação sísmica.

Contudo, as ligações neste tipo de estruturas podem vir a sofrer uma degradação significativa uma vez que a existência de forças repetidas e alternadas provoca uma redução considerável da aderência.

Em 2000 foi desenvolvido um estudo [51] que pretendia incrementar o conhecimento do comportamento de varões nervurados em termos de aderência e capacidade de ancoragem em betão de alta resistência (da ordem dos 60 MPa), baseado em ensaios de arrancamento em regime monotónico realizados em extremidades de vigas e em vigas simplesmente apoiadas. Foi também avaliada a validade de utilização das metodologias de dimensionamento propostas para o betão de resistência normal (da ordem dos 30 MPa).

Os diversos tipos de ensaios realizados neste trabalho [51] mostraram que a aderência e a ancoragem das armaduras têm comportamento similar para ambos os tipos de betão e que o fenómeno é o mesmo. A tensão de aderência aumenta linearmente com a resistência do betão à compressão para provetes com boas condições de confinamento e além disso constatou-se que o betão de alta resistência garante uma maior rigidez local da aderência. Por outro lado, quando a armadura entra em cedência a aderência local diminui consideravelmente, especialmente no betão de alta resistência. O estudo propõe relações esquemáticas locais entre a tensão de aderência e o deslizamento obtido em zonas de ancoragem em betão confinado de resistência normal e alta, que têm em consideração a deterioração da aderência que ocorre quando é alcançada a tensão de cedência da armadura ou quando este limite é excedido. Apesar da capacidade de amarração ser superior nos provetes de betão de alta resistência quando comparada com os de resistência normal, os ensaios realizados mostram que o aumento não é proporcional ao aumento da resistência do betão à compressão, ao contrário do que sucede em termos de aderência local, em condições de bom confinamento.

Durante os diversos ensaios realizados, o betão de alta resistência mostrou menor capacidade de redistribuição de tensões ao longo das amarrações ou nas zonas de sobreposição e também entre varões amarrados na mesma região. O autor deste estudo considera que este efeito pode conduzir a roturas prematuras e frágeis a menos que este efeito seja compensado por suficiente quantidade de estribos. A comparação entre os resultados obtidos e a metodologia de dimensionamento aplicada permite concluir que são geralmente obtidos resultados conservativos. No entanto, houve uma grande dispersão nos resultados e parece haver uma tendência para que a margem de segurança diminua à medida que aumenta a resistência do betão.

Os trabalhos conduzidos por *M. Alavi Fard* e *H. Marzouk* [52], [53], em 2002, com betões de resistência à compressão entre 50 e 90 MPa, parecem também demonstrar que o comportamento do betão de alta resistência é ligeiramente diferente dos betões de resistência normal e indicam que não existe ainda um número significativo de resultados experimentais que evidenciem o desempenho dos betões de alta resistência em especial quando sujeitos a cargas cíclicas e alternadas. O trabalho desenvolvido por estes autores baseia-se na análise do comportamento do betão de alta resistência avaliando a influência do betão nos diferentes parâmetros que condicionam a aderência. Os resultados dos ensaios cíclicos realizados indicam que o aumento do deslocamento cíclico conduz a um dano mais severo da aderência e que provetes com armadura de confinamento suportam um maior número de ciclos comparativamente com os provetes sem confinamento. Como principais conclusões, estes investigadores salientam ainda que a tensão máxima de aderência aumenta com o aumento da resistência do betão e que o carregamento cíclico não afeta a tensão de aderência no betão de alta resistência, mas apenas enquanto o deslocamento imposto for menor que o deslocamento correspondente à tensão de aderência máxima para carregamento monotónico e, que deslocamentos maiores conduzem a uma redução significativa da aderência.

Finalmente, ao nível do betão, é preciso ter em linha de conta que a direção de betonagem, assim como as condições de betonagem e cura podem afetar o mecanismo de aderência, na medida em que zonas de menor aderência podem estar associadas a deficiente compactação do betão o que conduz à existência de um maior número de vazios. Por outro lado, a realização de cura de forma inapropriada tende a originar um comportamento mais frágil.

2.3.7 - Influência da imposição de ações cíclicas e alternadas

O comportamento mecânico sob ações cíclicas e alternadas das armaduras de ductilidade especial e consequentemente de utilização preferencial em zonas com risco sísmico elevado já foi amplamente estudado [54], [55], todavia interessa perceber também qual o comportamento em termos de aderência destes materiais quando sujeitos ao mesmo tipo de ações.

No domínio da aderência sob ações cíclicas e alternadas, têm sido desenvolvidos vários estudos cujas conclusões se encontram sistematizadas no “State-of-the-art: Bond of reinforcement in concrete” [1] preparado pelo CEB e também no “State-of-the-art report on bond under cyclic loads” [56] do ACI e onde é possível verificar que os efeitos mais significativos das ações repetidas ao nível da aderência são:

- redução da tensão de aderência na rotura;
- aceleração da velocidade de deterioração da aderência à medida que aumenta o n.º de ciclos e a amplitude de deformação imposta.

Os estudos existentes neste domínio consideram que existem dois tipos principais de ações cíclicas, que são designadas na literatura técnica por “*high cycle fatigue*” e “*low cycle fatigue*”. No

primeiro caso, a amplitude de tensão imposta está, em geral, na zona elástica e a rotura ocorre para cargas de serviço enquanto que, o segundo caso, está associado a situações em que são impostas tensões na zona inelástica do comportamento e as roturas típicas ocorrem para níveis de esforço correspondentes às ações de projeto não majoradas. Portanto, neste caso, é imperativo limitar o deslizamento entre os dois materiais bem como minimizar os danos no betão que envolve a armadura.

Dado que a ação sísmica é o caso típico de “*low cycle fatigue*”, e que se caracteriza por um nível intermédio de carregamento cíclico em força e deformação com uma vasta gama de frequências, é muito complexo levar a cabo análises exatas para a aderência sob esta ação. Portanto, recorre-se, em geral, a aproximações conservativas sempre que é necessário desenvolver recomendações de projeto a este nível.

Já foram propostos diversos modelos analíticos para descrever qualitativa e quantitativamente a degradação da aderência nestas circunstâncias. O primeiro modelo analítico que pretendeu simular este fenómeno foi desenvolvido por *Morita e Kaku* em 1973 [57]. Os diversos estudos e modelos entretanto desenvolvidos [11], [58] - [62], permitem concluir que a degradação da aderência depende primeiramente do deslizamento máximo que ocorre em ambas as direções e depois de outros fatores mais ou menos significativos como sejam a geometria das nervuras, a resistência do betão, o efeito do confinamento, o número de ciclos de carga, etc.

Atualmente considera-se que o modelo proposto por *Eligehausen, Popov e Bertero* em 1983 [11], para a rotura por arrancamento em betão bem confinado, continua a ser o melhor fundamentado e o mais completo uma vez que tem por base resultados de 125 ensaios de arrancamento executados com o objetivo de simular o comportamento de zonas confinadas de ligações viga-pilar.

Neste estudo foram usados varões nervurados (Figura 2.12) com uma zona aderente de apenas cinco vezes o diâmetro do varão e estudou-se, para além do efeito da imposição de uma ação cíclica e alternada, a influência na relação tensão de aderência-deslizamento dos seguintes parâmetros:

- história de carga;
- armadura de confinamento;
- diâmetro e perfil nervurado dos varões;
- resistência do betão à compressão;
- espaçamento entre varões;
- efeito do confinamento transversal;
- velocidade de aplicação de carga em cada ensaio.



Figura 2.12 – Perfil nervurado dos varões ensaiados por Eligehausen, Popov e Bertero [11] (#6≈19 mm; #8≈25 mm; #10≈32 mm).

Em regime monotónico, o mecanismo de mobilização da aderência proposto por Eligehausen [11] (Figura 2.13a) admite que, para tensões de aderência baixas (ponto A), as fendas de corte se começam a propagar a partir do topo das nervuras e o seu aumento é controlado pela pressão de confinamento, que pode ser exercida pela armadura transversal.

A partir daqui, aumentando o carregamento (Figura 2.13b), começa a ocorrer algum esmagamento do betão na face das nervuras, o que produz uma redução da inclinação da tangente à curva (ponto B). Quando a tensão de aderência máxima é atingida (ponto C), as fendas de corte estendem-se ao longo de um comprimento maior e o betão entre nervuras fica completamente esmagado.

No caso de se continuar a aumentar o deslizamento imposto (Figura 2.13c), a tensão de aderência decresce lentamente e as tensões de corte atingem a base da nervura adjacente (ponto D). Quando o deslizamento imposto é da ordem de grandeza do espaçamento entre nervuras apenas se consegue mobilizar a parcela de trito entre a armadura e o varão (ponto E).

No mecanismo de mobilização da aderência proposto por Eligehausen [11] para varões nervurados sujeitos a ações repetidas e alternadas (Figura 2.14), aquando do primeiro carregamento, a resposta segue a envolvente monotónica que se apresenta na Figura 2.13. Para os ciclos seguintes, as características de rigidez e de resistência são fortemente influenciadas pela presença de fendas e pelo esmagamento do betão.

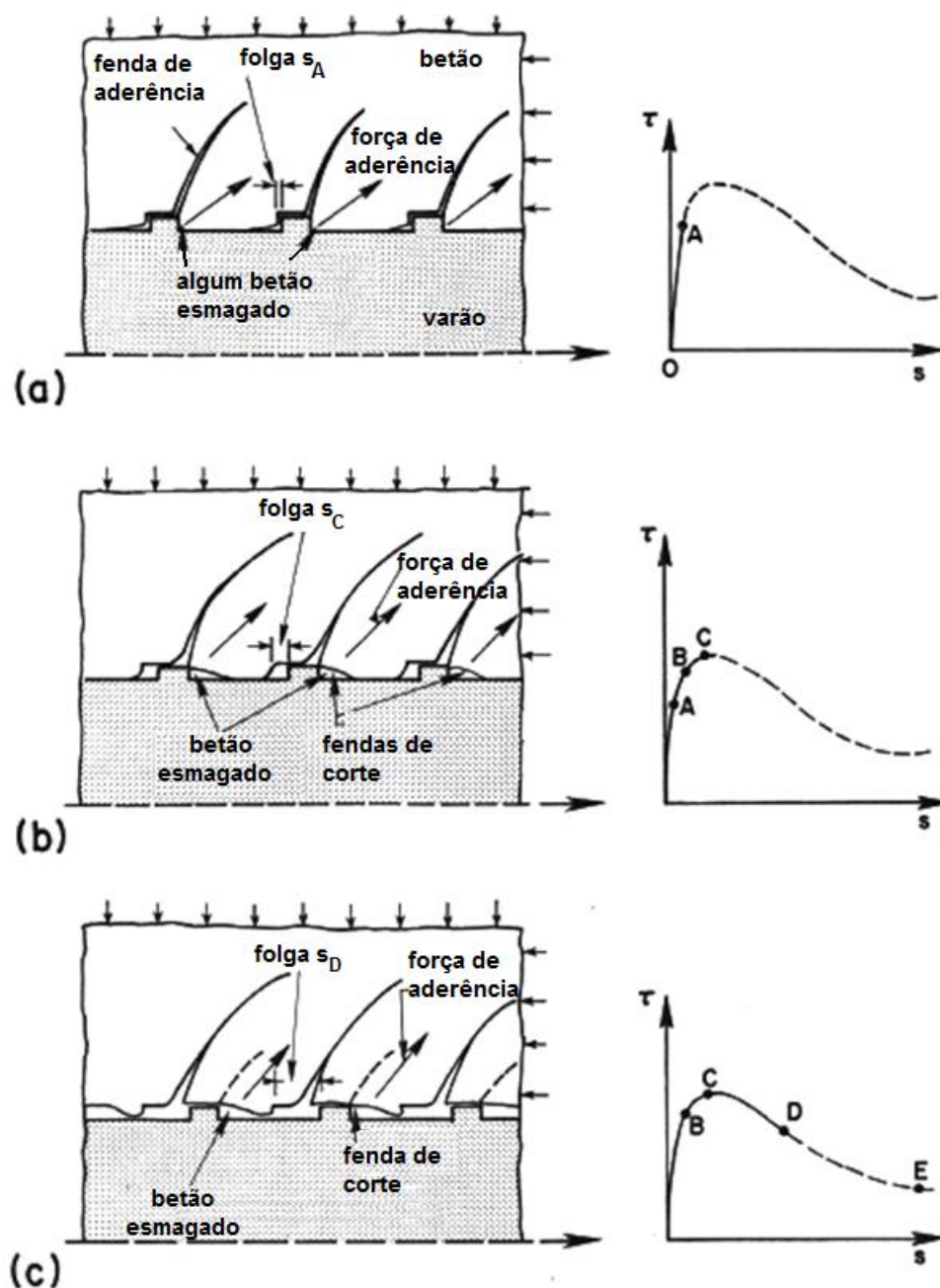


Figura 2.13 – Mecanismo de mobilização da aderência em regime monotónico proposto por *Eligehausen, Popov e Bertero* (adaptado de [11]).

De acordo com a Figura 2.14a, numa primeira fase, se a descarga ocorrer antes de haver danos consideráveis na interface (até ao ponto A), a descarga é muito rígida (AF), porque a degradação é muito pequena. O ramo de recarga ao longo da direção oposta, atinge uma zona de baixa rigidez (atrito), até que se atinge o deslizamento não elástico (GH) ocorrendo um súbito aumento na rigidez e a curva segue a envolvente monotónica (HI). A recarga na direção inicial é semelhante ao primeiro carregamento mas com uma diferença relevante, a recuperação de rigidez só começa depois de se atingir o deslizamento inelástico conseguido no primeiro carregamento e é gradual (LM).

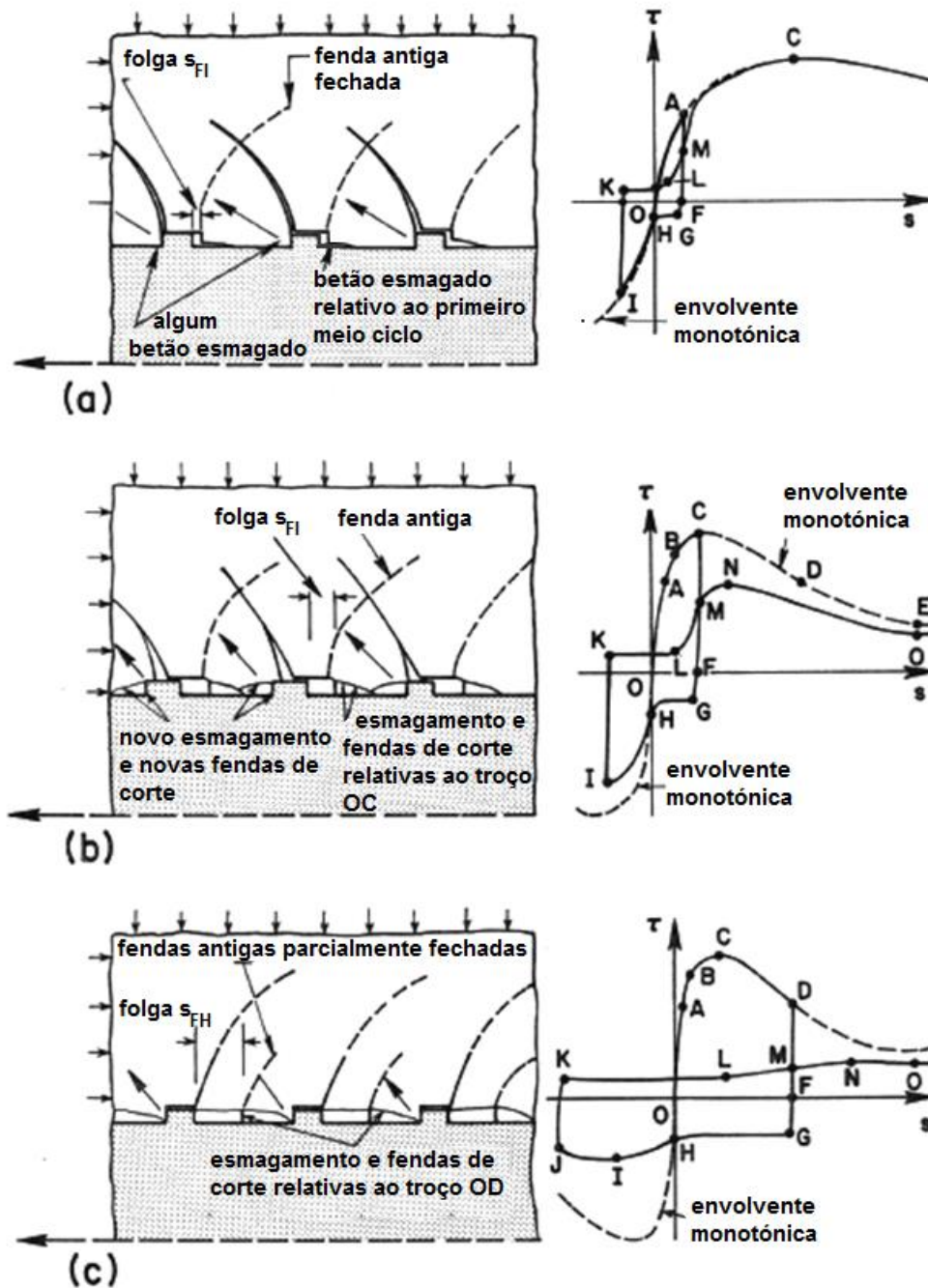


Figura 2.14 – Mecanismo de mobilização da aderência em regime cíclico proposto por Eligehausen, Popov e Bertero (adaptado de [11]).

Se, por outro lado, a primeira descarga ocorrer na presença de fendilhação e esmagamento significativos (ponto C) da Figura 2.14b é necessária uma tensão mais elevada (ponto G) para se atingir a zona de atrito (GH) e os danos acumulados conduzem a que o ramo de recarga na direção oposta seja menos rígido e menos resistente que a envolvente monotónica (HI). A descarga e a nova carga na direção inicial (LMN) conduzem ainda a um aumento de rigidez mas existe uma degradação da resistência e aumento do deslizamento correspondente à tensão máxima, comparando o ponto N com o ponto C.

No caso da primeira descarga ocorrer já depois de ter sido atingida a tensão de aderência máxima (ponto D) da Figura 2.14c, o mecanismo de mobilização da aderência fica fortemente comprometido, uma vez que quase todo o betão existente entre as nervuras se encontra danificado, conduzindo a que o ramo de recarga na direção inversa à inicial seja muito pouco rígido e portanto com tensões de aderência muito inferiores às da envolvente monotónica. A recarga na direção inicial revela que a degradação é intensa e que praticamente só existe a componente de atrito entre as superfícies, havendo um novo aumento do deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência que se consegue mobilizar, se se comparar novamente a tensão de aderência do ponto N com o ponto C.

Este modelo considera que uma parte ou mesmo toda a fendilhação transversal pode fechar quando se inverte a direção do deslizamento imposto. Porém, as fendas entre o topo de duas nervuras consecutivas podem gerar fendas de forma cónica que ao se cruzarem entre si, criam zonas de betão solto que piora as condições de aderência.

Assim, foi proposto o modelo analítico cujo aspeto geral se apresenta na figura seguinte e que se explorará no Capítulo 6 deste trabalho.

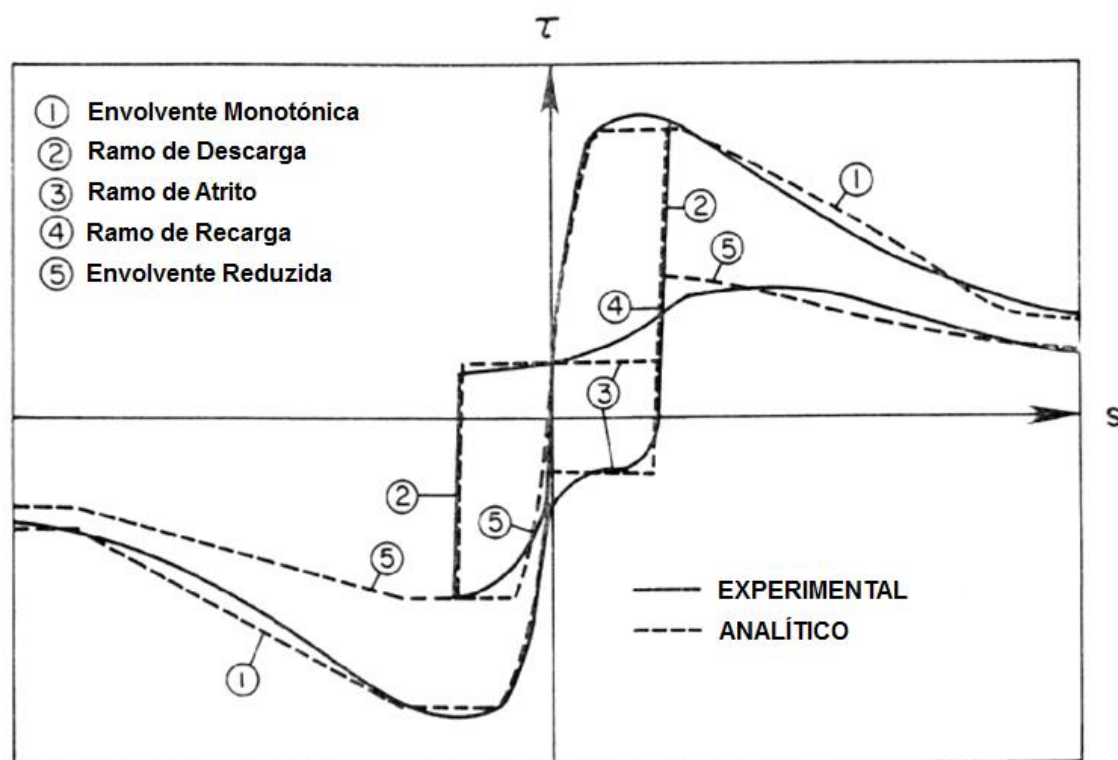


Figura 2.15 – Modelo analítico proposto por Eligehausen, Popov e Bertero (adaptado de [11]).

2.3.8 - Influência da entrada em cedência das armaduras

Os estudos conduzidos por Viawanthanatepa *et al* [59], [63] demonstram que a tensão de aderência tem tendência a diminuir quando a armadura entra em cedência em tração e a aumentar quando a cedência ocorre em compressão.

Este comportamento pode, segundo Lowes [22], estar associado ao efeito de *Poisson*, que faz com que o diâmetro do varão se reduza quando este é tracionado, permitindo que o varão possa deslizar mais facilmente. Pelo contrário, quando o varão é comprimido, tem tendência a expandir transversalmente e funciona como uma espécie de confinamento que melhora as características de aderência.

O trabalho desenvolvido em 1987 por Hiroshi Shima, Lie-Liung Chou e Hajime Okamura [64] corrobora esta justificação e foi um dos primeiros trabalhos que se debruçou sobre esta matéria. Porém, é preciso notar que se baseia nos resultados de ensaios de arrancamento com zona aderente correspondente a 50 vezes o diâmetro da armadura utilizada, sendo portanto considerado como um estudo global da aderência. Por outro lado, este estudo, tal como outros, refere-se apenas ao desempenho em termos de aderência sob ações correntes, sem englobar as especificidades associadas aos carregamentos repetidos e alternados.

Apesar da extensão do programa experimental desenvolvido por *Eligehausen, Popov e Bertero* [11] e da extrema utilidade do modelo analítico existente, dado que este é bastante abrangente pois permite perceber qual a relevância das diferentes variáveis que condicionam a aderência, este modelo é apenas válido se as armaduras se mantiverem no domínio elástico. Os autores fazem por isso recomendações relativas à necessidade do meio técnico explorar o efeito que a entrada das armaduras em cedência pode ter no comportamento local da aderência.

No entanto é preciso não esquecer que o estudo do comportamento da aderência local após plastificação das armaduras é algo complexo, pois é desejável que se consiga obter a entrada em cedência das armaduras em comprimentos de amarração da ordem de cinco a seis vezes o diâmetro da armadura, de acordo com as recomendações de J. Cairns e G. A. Plizzari [23], para que se possa considerar um estudo local da aderência.

Em 1998 U. Mayer e R. Eligehausen [65] abordaram também esta questão salientando que o conhecimento do comportamento da aderência para além da cedência das armaduras se mantinha incompleto. Os resultados do trabalho desenvolvido pelos autores indiciam que o desempenho dos elementos de betão armado para além da cedência é significativamente influenciado pela ductilidade do aço e pela percentagem de armadura. Os ensaios desenvolvidos visavam melhorar o modelo proposto em 1996 por J. A. Den Uijl e A. J. Bigaj [66] que se baseia no efeito de confinamento que o betão proporciona e que é válido apenas para o comportamento monotónico.

O programa experimental desenvolvido em 1995 por Bigaj [67] que esteve na base do modelo proposto em 1996 baseou-se num conjunto alargado de ensaios de arrancamento com um comprimento aderente considerado como longo, em betão de resistência normal e de alta resistência e permitiu concluir que o desempenho, em termos de aderência, é altamente dependente das extensões do aço. E, mais uma vez, os resultados obtidos apontam para a existência de tensões de aderência mais baixas quando o aço está em regime plástico, sendo

que este efeito pode vir a ser relevante aquando da avaliação da deformação global de uma estrutura de betão armado.

Paralelamente este estudo apontou ainda a existência de uma grande disparidade entre os resultados experimentais obtidos e os previstos usando a relação do Model Code [4], porque a formulação prevê um incremento considerável da tensão de aderência numa fase em que a armadura já atingiu a cedência. Além disso, em regime elástico os resultados obtidos por este estudo para o betão de alta resistência também se afastam mais dos previstos pelo Model Code 2010 [5], [6] do que os de betão de resistência normal.

2.4 - Considerações finais

Dos diversos parâmetros que condicionam a relação entre a tensão de aderência e o deslizamento, a exposição feita nos pontos anteriores demonstra que ainda há aspetos que podem ser alvo de estudo mais aprofundado, em especial quando se pretende fazer uma caracterização da aderência.

Os diversos trabalhos citados apesar de abordarem o fenómeno da entrada em cedência das armaduras, nada acrescentam ao nível da modelação local do comportamento da aderência, para a situação particular das armaduras entrarem em regime plástico e posteriormente serem sujeitas a ações repetidas e alternadas.

Dado que nos elementos estruturais dimensionados para suportar a ação sísmica é previsível que nas zonas de ligação venha a ocorrer a plastificação das armaduras, considera-se que este fenómeno se reveste de especial interesse e não se deve deixar de o tentar contabilizar, para se obter uma caracterização da aderência o mais realista possível.

CAPÍTULO 3

Características dos varões de aço para betão armado

3.1 - Introdução

As características das armaduras são um aspeto essencial à avaliação do comportamento de elementos de betão armado, na medida em que as armaduras asseguram a resistência do elemento estrutural em relação aos estados limite últimos e contribuem para assegurar um comportamento adequado nas condições de serviço. Assim, a armadura desempenha um papel muito importante, garantindo o controlo do comportamento das secções de betão armado sujeitas a esforços de tração após a fendilhação do betão.

Atualmente, em Portugal, utilizam-se fundamentalmente cinco tipos diferentes de varões para armaduras para betão armado: A500ER, A400NR, A500NR, A400NR SD e A500NR SD.

De acordo com o Eurocódigo 2 [13] para a execução de estruturas de betão armado só é admitida a utilização de varões nervurados e portanto considerados de alta aderência. Destes cinco tipos um é obtido por endurecimento a frio e consequentemente com menor ductilidade (Classe A) e os restantes são obtidos por laminagem a quente encontrando-se distribuídos em duas classes de ductilidade distintas: Classes B e C.

Dada a relevância que têm as características mecânicas e as características geométricas no comportamento dos elementos de betão armado, apresenta-se neste capítulo um resumo das principais características mecânicas e de aderência e efetua-se a avaliação estatística das características geométricas dos varões do tipo A500NR SD uma vez que este tipo de varões é cada vez mais utilizado na execução de estruturas em zonas sísmicas e ainda porque apresenta a particularidade de possuir nervuras transversais com duas inclinações distintas em ambas as faces do varão.

3.2 - Características mecânicas das armaduras

As características do diagrama tensões-extensões dos diferentes tipos de armaduras existentes no mercado (Figura 3.1) têm uma influência determinante na deformabilidade e distribuição de esforços nas estruturas de betão armado.

A ductilidade dos elementos estruturais depende em grande parte da ductilidade das armaduras, constituindo um requisito básico para diversas metodologias de análise e dimensionamento de estruturas como sejam, por exemplo, a análise elástica com redistribuição de esforços e a análise plástica. Por outro lado, a ductilidade influencia diversos aspetos importantes do comportamento das estruturas tais como: o aviso prévio relativo a situações de rotura pelo aparecimento de grandes deformações; a capacidade de suportar deformações impostas originadas, por exemplo, por variações de temperatura, assentamentos de apoio, retração e fluência, a capacidade de suportar ações acidentais imprevistas sem colapsarem, a capacidade de dissipação de energia sob a ação de cargas cíclicas como os sismos; etc.

A ductilidade das armaduras é medida normalmente por dois parâmetros: a deformação associada a tensão máxima ou de rotura (R_m) ou extensão total na força máxima (A_{gt}) e a relação entre a tensão de rotura (R_m) e a tensão de cedência (R_e) ou tensão limite convencional de proporcionalidade a 0,2% ($R_{p0,2}$), designada por coeficiente de endurecimento R_m/R_e ou $R_m/R_{p0,2}$.

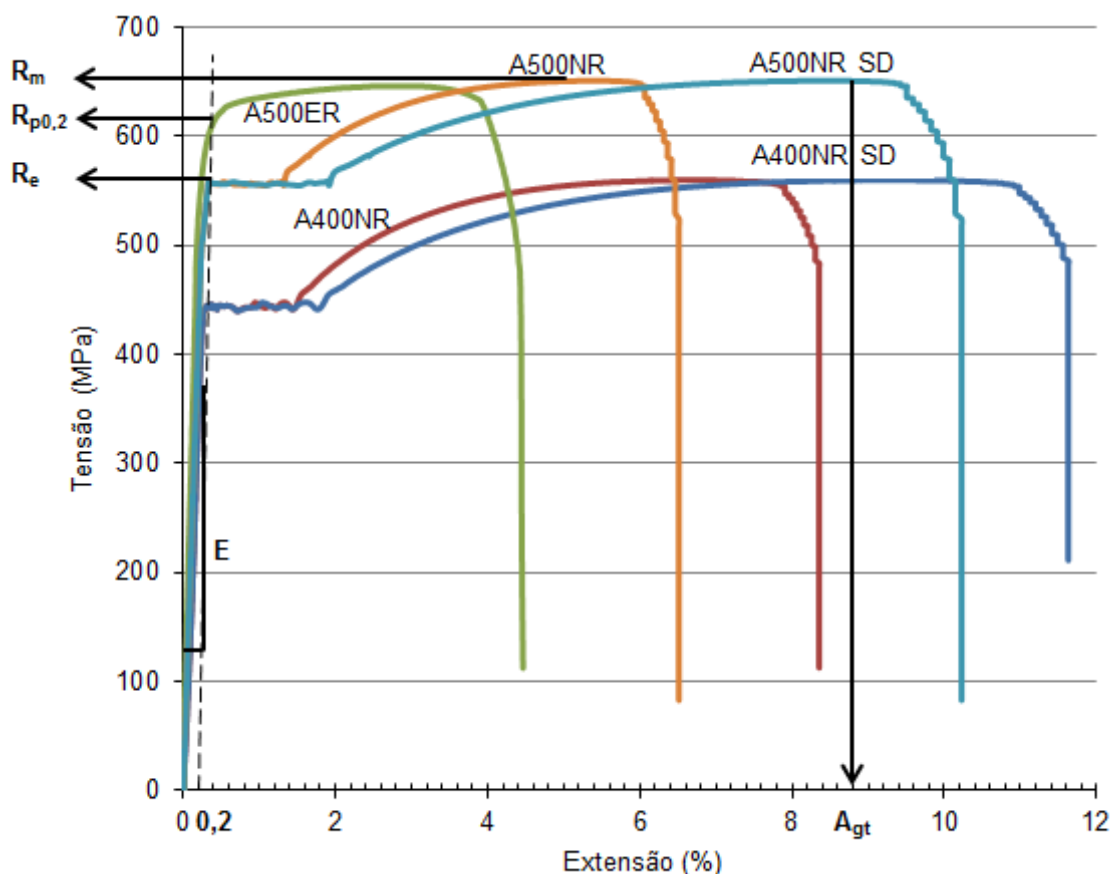


Figura 3.1 – Diagrama tensão-extensão típico dos cinco tipos de armadura existentes no mercado português.

No Quadro 3.1 sistematizam-se as principais características mecânicas que as armaduras disponíveis no mercado português têm que satisfazer, considerando-se que são representativas também do mercado europeu [68], [69], [70], [71], [72], uma vez que existem inúmeras siderurgias que exportam a sua produção para Portugal.

De acordo com o Eurocódigo 8 [73], nas zonas críticas dos elementos primários de estruturas situadas em zonas sísmicas é necessário satisfazer determinadas disposições e garantir que as armaduras utilizadas são apenas de ductilidade B ou C, de acordo com os critérios definidos no Eurocódigo 2 [13].

A ductilidade exigida às armaduras depende da classe de ductilidade da estrutura onde os elementos vão estar inseridos. O Eurocódigo 8 [73] distingue as estruturas, sob o ponto de vista do comportamento, em três classes de ductilidade distintas:

- Ductilidade baixa (DCL);
- Ductilidade média (DCM);
- Ductilidade alta (DCH)

Apesar de durante o sismo nem todas as zonas críticas estarem sujeitas a cargas alternadas, no Eurocódigo 8 [73], em certas situações, a garantia de aderência suficiente está implícita nas disposições que impõem o aumento em 50% dos comprimentos de amarração quando os elementos estão sujeitos a esforços de tração, em relação aos valores definidos pelo Eurocódigo 2 [13], uma vez que o comportamento de elementos sujeitos a uma ação cíclica e alternada é substancialmente diferente do comportamento sob a ação de cargas repetidas mas não alternadas, dado que existe uma degradação muito mais severa das tensões de aderência e da rigidez.

Quadro 3.1 – Principais características das armaduras existentes no mercado português.

Características	A500 ER	A400 NR	A500 NR	A400 NR SD	A500 NR SD
R_e ou $R_{p0,2}$ (MPa) *	≥ 500	≥ 400	≥ 500	≥ 400	≥ 500
R_m (MPa)	≥ 550	≥ 460	≥ 550	≥ 460	≥ 550
R_m/R_e ou $R_m/R_{p0,2}$ (%)	$\geq 1,05$	$\geq 1,08$	$\geq 1,08$	$\geq 1,15$ $\leq 1,35$	$\geq 1,15$ $\leq 1,35$
A_{gt} (%) *	$\geq 2,5\%$	$\geq 5,0\%$	$\geq 5,0\%$	$\geq 8,0\%$	$\geq 8,0\%$
Ductilidade	A	B	B	C	C
Aderência	alta	alta	alta	alta	alta

* valores característicos

3.3 - Características geométricas do perfil nervurado

A aderência das armaduras ao betão é uma propriedade que influencia significativamente o comportamento das estruturas, quer em serviço, quer em situações próximas da rotura.

No que se refere ao comportamento em serviço, a aderência é fundamental para o controlo da fendilhação do betão. Dado que atualmente se utilizam essencialmente aços de alta resistência, que trabalham a tensões elevadas em condições normais de utilização, há a necessidade de distribuir o mais possível a fendilhação do betão por forma a que as fendas apresentem aberturas reduzidas. Este objetivo consegue-se fazendo com que a transmissão de tensões entre o aço e o betão se faça em boas condições, no menor comprimento possível, para o que é necessário utilizar varões rugosos em que a aderência entre os dois materiais é maximizada. Surge, assim, o conceito de varões de alta aderência.

Refira-se que atualmente não é possível utilizar varões lisos (varões de aderência normal), pois conduziriam a fendas no betão com elevada abertura, inaceitáveis, quer sob o ponto de vista estético, quer sob o ponto de vista da segurança devido à possível corrosão do aço. No que se refere à segurança em relação à rotura, a aderência influencia as amarrações e as emendas dos varões, uma vez que estas se processam, em geral, por aderência entre o aço e o betão.

A aderência influencia ainda a ductilidade das estruturas pois, por exemplo, a capacidade de deformação das rótulas plásticas depende da manutenção da aderência entre a armadura e o betão, uma vez que só é possível mobilizar na armadura extensões em regime plástico se houver aderência suficiente para que os varões não escorreguem dentro do betão.

Atualmente em Portugal são usadas apenas armaduras de alta aderência e a forma mais expedita de avaliar as condições de aderência das armaduras consiste em avaliar a geometria do perfil nervurado dos varões, uma vez que esta tem uma influência fundamental no comportamento da aderência assim como determina o valor da sua resistência mobilizável. Os parâmetros fundamentais do perfil nervurado (Figura 3.2) são a altura das nervuras transversais (a) e o seu espaçamento (c), sendo o valor do coeficiente designado por área relativa das nervuras das transversais (f_R) unanimemente considerado como um aferidor adequado do desempenho de um determinado perfil nervurado de um varão em termos da aderência, dado que existe evidência experimental de que a tensão de aderência aço-betão é diretamente proporcional ao valor da área relativa das nervuras transversais.

A área relativa das nervuras transversais é obtida através do quociente entre a área das nervuras transversais projetada segundo um plano perpendicular ao eixo do varão e a sua área circunferencial de contacto com o betão. Trata-se portanto de um parâmetro que mede o imbricamento das nervuras de aço "contra" o betão, adimensionalizado pela superfície de contacto entre o aço e o betão, que condiciona o mecanismo de transferência de forças entre os dois materiais. O valor da área relativa das nervuras transversais de um determinado perfil nervurado pode ser traduzido, na sua forma mais simples, pelo quociente entre a altura máxima das nervuras transversais e o seu espaçamento, multiplicado por um valor constante.

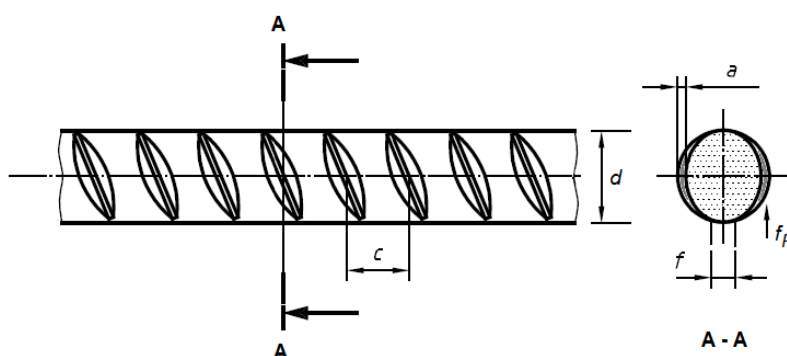


Figura 3.2 – Parâmetros do perfil nervurado dos varões de aço para betão armado (adaptado de [74]).

A noção de área relativa das nervuras transversais advém da parcela de aderência mecânica (Figura 3.3) existente nos varões nervurados como consequência da presença de saliências na superfície do varão (nervuras) que funcionam como peças de apoio, mobilizando tensões de compressão no betão perpendiculares às faces das nervuras, quando a armadura é tracionada.

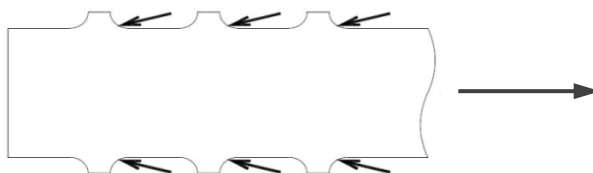


Figura 3.3 – Aderência mecânica: efeito associado à presença de nervuras.

Diversos autores, entre os quais Wernish [75] e Goto [76] desenvolveram trabalhos de investigação no sentido de perceberem a influência de diferentes tipos de nervuras na resistência da aderência entre os varões de aço e o betão. A conclusão geral foi que diminuindo o espaçamento entre nervuras e aumentando a altura das mesmas, a resistência da aderência aumentava. Assim, o melhor desempenho em termos de aderência pode ser obtido através da combinação apropriada entre a altura, o espaçamento entre nervuras e o diâmetro do varão, sendo adotado o coeficiente área relativa das nervuras transversais como medida da resistência da aderência.

Desde que a área relativa das nervuras transversais seja igual e o ângulo dos flancos das nervuras seja superior a 30°, pode-se esperar um comportamento semelhante em termos de aderência. A inclinação dos flancos das nervuras é também um fator muito importante, uma vez que se a inclinação entre o flanco e o eixo do varão for superior a 45°, o escorregamento ocorre quase por inteiro devido ao esmagamento do betão com o qual as nervuras contactam. Se a inclinação das nervuras for pequena o escorregamento aumenta e, portanto, as nervuras deverão estar uniformemente espaçadas e o ângulo referido não deverá ser inferior a 45°.

Assim, de acordo com o previsto nas Especificações LNEC [68], [69], [70], [71] e [72], a determinação da área relativa das nervuras transversais envolve a medição dos seguintes parâmetros:

- Altura das nervuras transversais (a);
- Afastamento das nervuras transversais (c);
- Perímetro sem nervuras transversais ($\sum f_i$).

A altura das nervuras transversais (a) representa a distância entre o ponto mais alto da nervura transversal e a superfície do núcleo do varão, medida na perpendicular ao eixo do varão. O afastamento das nervuras transversais (c) é obtido através da medição da distância entre os planos perpendiculares ao eixo do varão que passam pelos pontos homólogos de duas nervuras consecutivas. O comprimento, medido na projeção do varão sobre um plano perpendicular ao

eixo, dos arcos da circunferência do núcleo em que não existem nervuras transversais representa o perímetro sem nervuras transversais (Σf_i). A determinação destes três parâmetros é feita de acordo com o disposto na secção 10 da norma EN ISO 15630-1 [74].

A quantificação da área relativa das nervuras transversais pode depois ser feita por recurso a uma de quatro fórmulas: fórmula do trapézio, fórmula de Simpson, fórmula da Parábola e ainda uma fórmula empírica.

Em Portugal, as Especificações LNEC [68], [69], [70], [71], [72] consideram que a determinação da área relativa das nervuras transversais deve ser feita por recurso à aplicação da chamada Fórmula da Parábola que se apresenta na expressão 3.1 e onde a_m representa a média das alturas das nervuras transversais dos dois lados do varão, d o diâmetro nominal do varão em causa. Esta fórmula exige a determinação de um menor número de parâmetros do que as restantes e já provou permitir obter resultados conservativos.

$$f_R = \frac{2 \times a_m}{3 \times \pi \times d \times c} \times (\pi \times d - \Sigma f_i) \quad 3.1$$

3.3.1 - Perfil nervurado dos varões

O tipo e a disposição das nervuras transversais dos varões nervurados permitem identificar cada um dos cinco tipos de varões que existem no mercado nacional. Os varões do tipo A400NR apresentam um perfil com duas séries opostas de nervuras de secção variável, paralelas entre si e oblíquas em relação ao eixo dos varões. O espaçamento entre nervuras oblíquas é diferente para cada uma das séries referidas (Figura 3.4).

Em relação aos varões do tipo A400NR SD a diferença relativamente ao perfil dos varões do tipo A400NR reside no facto de o espaçamento entre nervuras contíguas ser igual nas duas séries (Figura 3.5).

No caso dos varões A500ER o perfil nervurado é constituído por nervuras transversais de secção variável e inclinadas em relação ao eixo longitudinal do varão, dispostas em três séries. Em duas séries contíguas, as nervuras têm a mesma inclinação em relação ao eixo do varão e as nervuras da terceira série são convergentes em relação às nervuras das duas séries contíguas (Figura 3.6).

Já os varões do tipo A500NR apresentam um perfil com duas séries opostas de nervuras de secção variável e oblíquas em relação ao eixo dos varões. Numa das séries, as nervuras oblíquas contíguas são paralelas entre si. Na série oposta, as nervuras oblíquas têm inclinações alternadas em relação ao eixo dos varões. O espaçamento entre nervuras oblíquas é igual nas duas séries referidas (Figura 3.7).

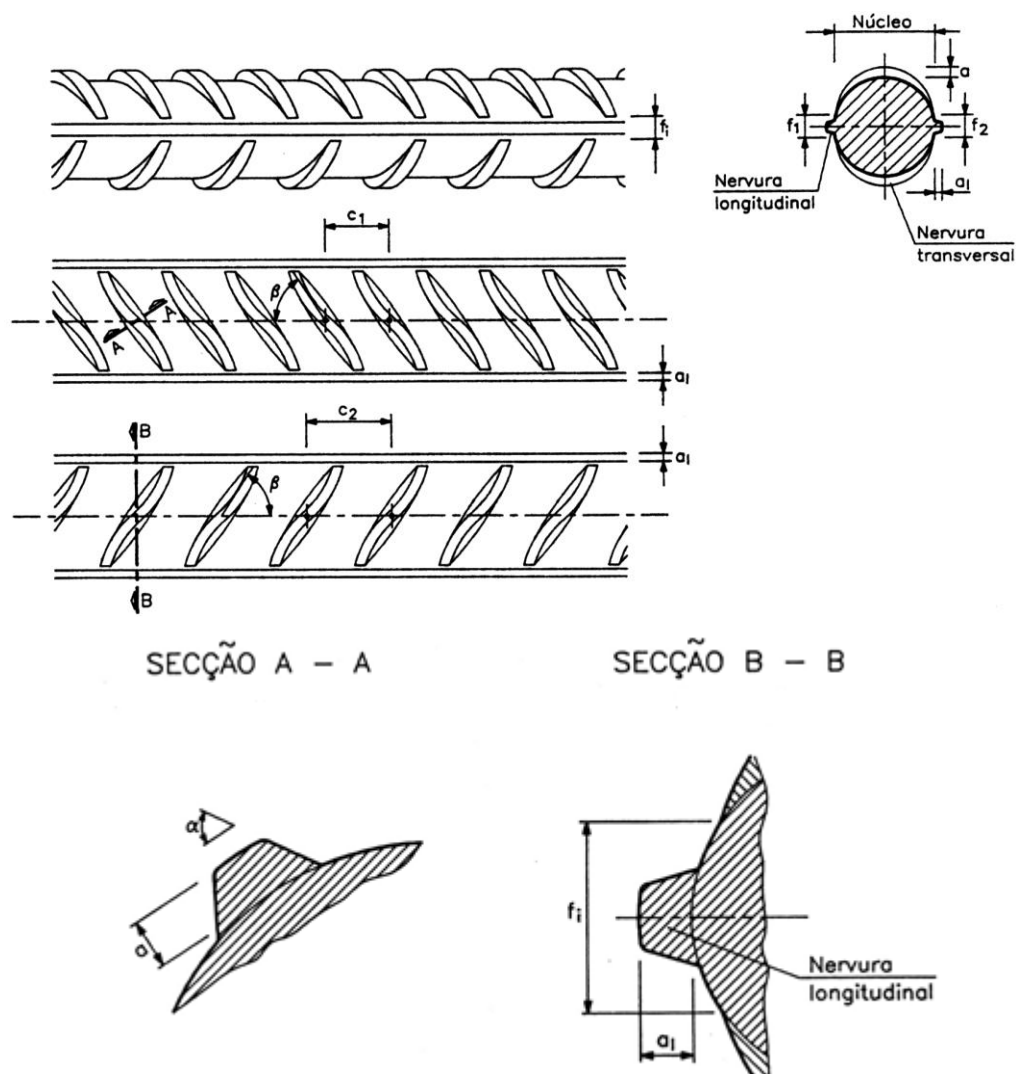


Figura 3.4 – Perfil nervurado de um varão do tipo A400NR (adaptado de [68]).

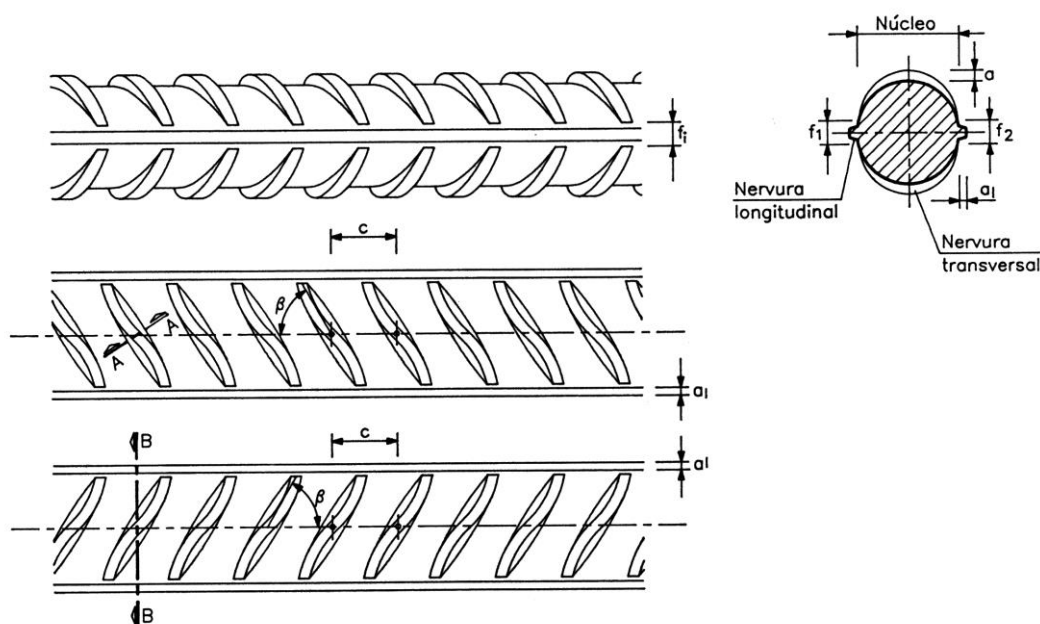


Figura 3.5 – Perfil nervurado de um varão do tipo A400NR SD (adaptado de [69]).

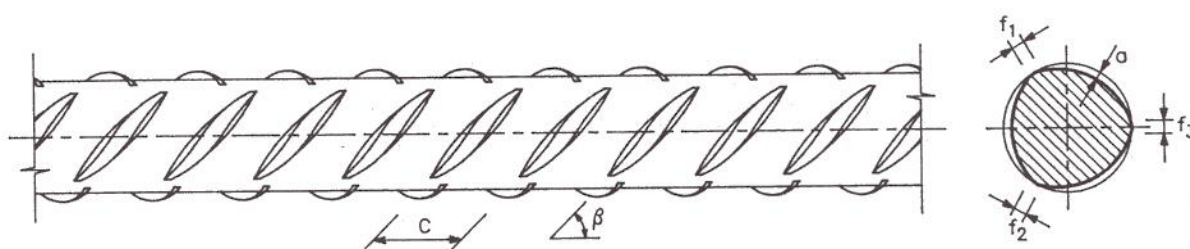


Figura 3.6 – Perfil nervurado de um varão do tipo A500ER (adaptado de [70]).

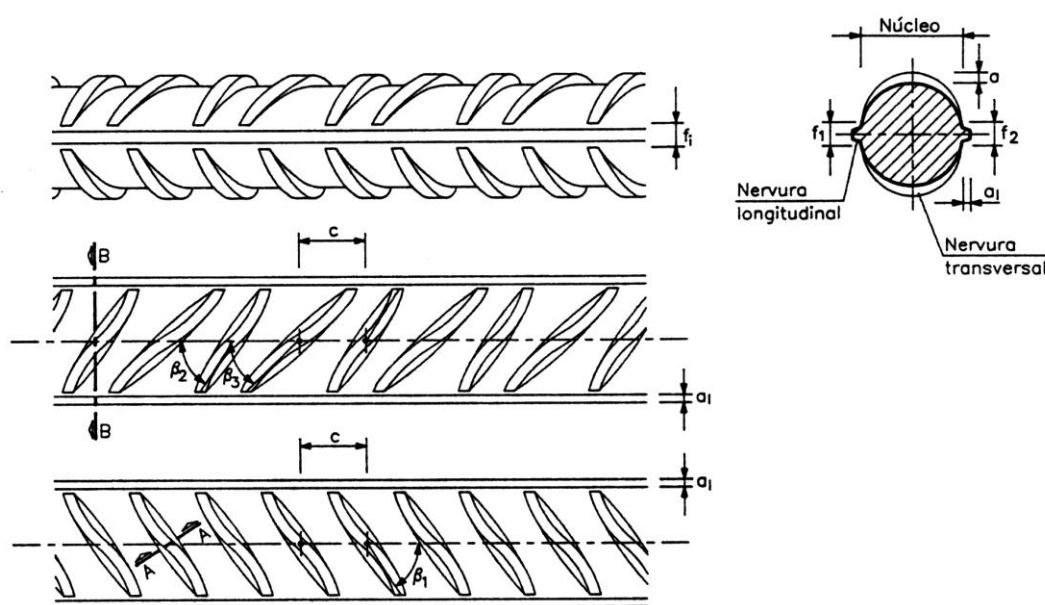


Figura 3.7 – Perfil nervurado de um varão do tipo A500NR (adaptado de [71]).

Finalmente, os varões do tipo A500NR SD apresentam um perfil com duas séries opostas de nervuras de secção variável e oblíquas em relação ao eixo dos varões. Nas duas séries, as nervuras oblíquas têm inclinações alternadas em relação ao eixo dos varões. O espaçamento entre nervuras contíguas é igual nas duas séries e, tal como nos restantes varões obtidos por laminagem a quente, em geral, apresentam também duas nervuras longitudinais contínuas diametralmente opostas (Figura 3.8).

A existência de nervuras transversais com duas inclinações distintas nos dois lados do varão é algo que não é comum nos estudos sobre aderência e, dado que os varões do tipo A500NR SD são os mais adequados para a utilização em zonas críticas de estruturas sujeitas a ações do tipo repetido e alternado, considerou-se que seria útil analisar em detalhe as características do perfil nervurado deste tipo de varões.

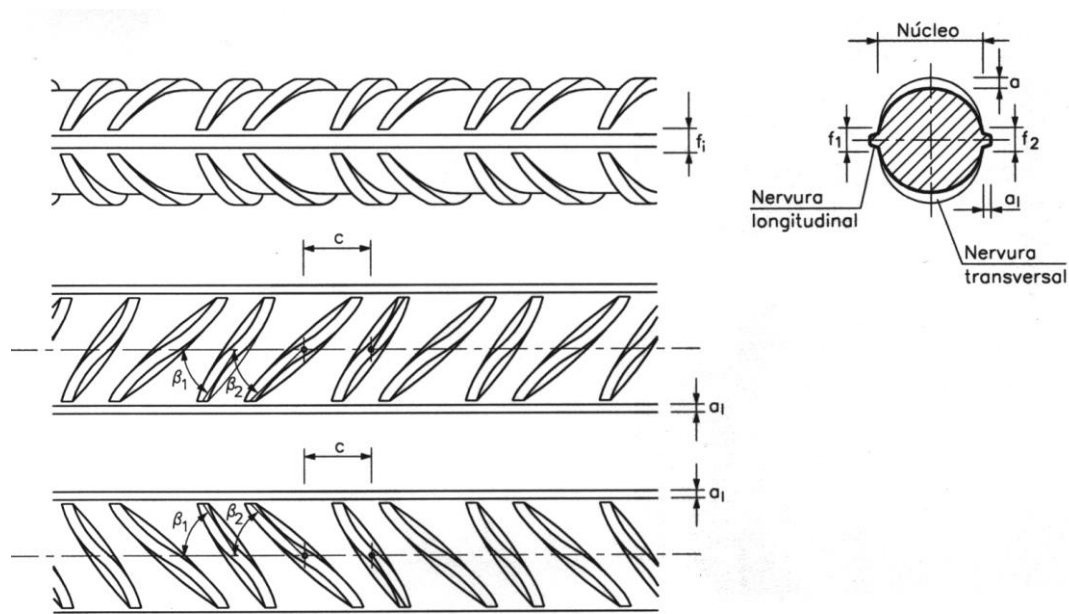


Figura 3.8 – Perfil nervurado de um varão do tipo A500NR SD (adaptado de [72]).

3.3.2 - Origem dos resultados

O Laboratório de Ensaios de Produtos Metálicos (LPM) do LNEC colabora desde o fim dos anos 90 com a CERTIF – Associação para a Certificação de Produtos, na realização dos ensaios de verificação das características dos produtos a certificar, de acordo com os procedimentos de certificação vigentes para o efeito.

No que diz respeito aos ensaios de medição da geometria das nervuras, a sua realização é obrigatória e, de acordo com os procedimentos em questão, são caracterizados 10 provetes do mesmo diâmetro provenientes de um mesmo vazamento.

Os resultados analisados neste estudo são provenientes das ações de certificação obrigatória do produto A500NR SD desenvolvidas desde que este entrou no mercado em 2002 e até 2012. As amostras ensaiadas pertencem a 16 fabricantes diferentes cujos países de origem se apresentam no Quadro 3.2. No período em apreço foram realizados 3400 ensaios distribuídos por diâmetro conforme se indica no Quadro 3.3.

Quadro 3.2 – Países de origem dos fabricantes das amostras ensaiadas.

País	N.º de fabricantes
Portugal	2
Espanha	9
Polónia	2
Alemanha	1
Turquia	2

Quadro 3.3 – Dimensão das amostras ensaiadas.

Diâmetro [mm]	N.º de provetes
6	70
8	570
10	520
12	420
16	640
20	400
25	540
32	190
40	50

3.3.3 - Avaliação estatística dos resultados

Com vista à elaboração de uma análise mais aprofundada dos parâmetros que intervêm na caracterização da aderência das armaduras apresentam-se nos quadros seguintes (Quadro 3.4 a Quadro 3.7) a média, o desvio padrão, o coeficiente de variação e os valores máximos e mínimos obtidos para cada uma das grandezas que intervêm na quantificação da área relativa das nervuras transversais, uma vez que é esta a grandeza que permite, à luz dos códigos vigentes [12], [13], aferir as características de aderência das armaduras.

Quadro 3.4 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para a altura das nervuras transversais.

Diâmetro	Valor Mínimo Especificado	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de Variação	Mínimo	Máximo
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]
6	0,39	0,46	0,081	0,18	0,31	0,61
8	0,52	0,65	0,100	0,15	0,41	0,98
10	0,65	0,83	0,114	0,14	0,63	1,11
12	0,78	0,95	0,103	0,11	0,77	1,24
16	1,04	1,34	0,187	0,14	0,87	1,70
20	1,30	1,58	0,159	0,10	0,93	2,09
25	1,63	1,95	0,182	0,09	1,47	2,40
32	2,08	2,47	0,307	0,12	2,00	3,07
40	2,60	3,08	0,229	0,07	2,74	3,85

Relativamente aos resultados apresentados, importa salientar que os mesmos dizem respeito a processos de certificação de produto, pelo que a existência de alguns resultados fora do especificado pode ser considerada aceitável, uma vez que está definido que o que condiciona a

aceitação do produto é o limite imposto para o valor médio da área relativa das nervuras transversais de um conjunto de 10 provetes.

No que diz respeito ao coeficiente de variação, os resultados obtidos para as diversas grandezas demonstram que o mesmo depende consideravelmente do diâmetro do varão ensaiado uma vez que existe uma clara tendência para o coeficiente de variação ser tanto menor quanto maior é o diâmetro. Por outro lado, existe também alguma dependência do número de provetes ensaiado, na medida em que este valor é quase sempre mais elevado para os diâmetros em que existem menos resultados disponíveis.

Quadro 3.5 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para o afastamento das nervuras transversais.

Diâmetro	Valor Especificado	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de Variação	Mínimo	Máximo
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]
6	5,0	4,4	0,45	0,10	3,9	5,5
8	5,7	5,7	0,51	0,09	5,2	7,2
10	6,5	6,7	0,38	0,06	5,8	7,5
12	7,2	7,4	0,50	0,07	6,1	8,1
16	9,6	10,1	0,42	0,04	8,5	11,2
20	12,0	12,8	0,71	0,06	10,8	14,8
25	15,0	15,5	0,76	0,05	13,8	16,9
32	19,2	20,0	1,34	0,07	16,8	22,1
40	24,0	25,0	0,82	0,03	23,3	26,2

Quadro 3.6 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para o perímetro sem nervuras transversais.

Diâmetro	Valor Máximo Especificado	Média	Desvio Padrão	Coeficiente de Variação	Mínimo	Máximo
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]
6	3,8	2,3	0,79	0,35	1,4	4,5
8	5,0	3,1	0,68	0,22	2,1	5,6
10	6,3	3,9	0,86	0,22	2,3	6,4
12	7,5	4,3	0,76	0,18	2,6	7,6
16	10,1	5,4	1,64	0,31	3,1	11,3
20	12,6	6,6	1,35	0,21	4,0	11,6
25	15,7	7,0	1,65	0,24	2,9	13,6
32	20,1	9,7	1,84	0,19	5,0	13,8
40	25,1	9,8	2,18	0,22	6,9	14,3

Quadro 3.7 – Resumo estatístico dos resultados obtidos para a área relativa das nervuras transversais.

Diâmetro	Valor Mínimo Especificado	Média	Desvio Padrão	Coefficiente de Variação	Mínimo	Máximo
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]
6	0,039	0,062	0,0123	0,20	0,042	0,082
8	0,045	0,067	0,0100	0,15	0,041	0,094
10	0,052	0,072	0,0117	0,16	0,051	0,100
12	0,056	0,076	0,0090	0,12	0,056	0,104
16	0,056	0,079	0,0130	0,16	0,044	0,103
20	0,056	0,074	0,0085	0,11	0,045	0,099
25	0,056	0,076	0,0105	0,14	0,046	0,104
32	0,056	0,075	0,0130	0,17	0,058	0,106
40	0,056	0,076	0,0062	0,08	0,066	0,090

Importa ainda destacar a grande homogeneidade dos resultados obtidos para o afastamento das nervuras transversais, que é fruto do processo de fabrico utilizado, uma vez que o desgaste dos roletes usados para a impressão das nervuras não afeta o seu posicionamento.

Em relação ao perímetro sem nervuras transversais, o desgaste dos roletes que origina a redução da altura das nervuras também faz variar este parâmetro cujos resultados, por sua vez, estão também altamente dependentes da localização do início e fim da nervura transversal escolhida pelo operador que realiza o ensaio.

Como se verá mais em detalhe no ponto seguinte, os valores médios da área relativa das nervuras transversais estão substancialmente acima dos valores de referência e os valores máximos chegam a ser o dobro do valor de referência nos diâmetros 6 e 8 mm, estando em média 80% acima nos restantes casos.

3.3.3.1 - Comparação entre os valores médios obtidos e os valores de referência

No Quadro 3.8 apresenta-se a comparação entre os valores médios obtidos por diâmetro para a altura, espaçamento, perímetro sem nervuras transversais e para a área relativa das nervuras transversais e os respetivos valores de referência.

Centrando a análise na área relativa das nervuras transversais, constata-se que para os diâmetros mais pequenos (6 e 8 mm) os resultados médios obtidos estão 55% acima do especificado, havendo uma redução para um valor médio de 36% acima do especificado para os restantes diâmetros.

Relativamente ao perímetro sem nervuras transversais verifica-se também que o valor médio obtido é substancialmente inferior ao valor máximo previsto o que em parte justifica a maior área

relativa das nervuras transversais para o caso dos varões de maior diâmetro (25 a 40 mm) em que a altura não se encontra tão acima do especificado como nos restantes diâmetros.

Finalmente os resultados obtidos para o afastamento das nervuras transversais demonstram que a produção está em geral centrada nos limites previstos, à exceção dos varões de 6 mm, cujo valor médio se situa na faixa inferior do limite previsto, muito provavelmente por haver poucos resultados disponíveis e um dos vazamentos ter valores inferior ao especificado.

Quadro 3.8 – Relação entre o valor médio e o limite especificado por diâmetro.

Diâmetro [mm]	$a_{\text{méd.}} / a_{\text{esp.}}$	$c_{\text{méd.}} / c_{\text{esp.}}$	$(\Sigma f_i)_{\text{méd.}} / (\Sigma f_i)_{\text{esp.}}$	$f_{R \text{ méd.}} / f_{R \text{ esp.}}$
6	1,19	0,88	0,60	1,60
8	1,26	1,00	0,62	1,49
10	1,27	1,03	0,61	1,39
12	1,21	1,03	0,57	1,35
16	1,29	1,05	0,53	1,41
20	1,22	1,07	0,52	1,32
25	1,20	1,04	0,45	1,36
32	1,19	1,04	0,48	1,34
40	1,18	1,04	0,39	1,35

3.3.3.2 - Coeficiente de correlação

Com o objetivo de perceber se há algum parâmetro cuja influência seja preponderante nas características de aderência globais, nomeadamente na área relativa das nervuras transversais, determinou-se o coeficiente de correlação de *Pearson* (r_P) entre a altura, o afastamento e o perímetro sem nervuras transversais em relação à área relativa das nervuras transversais. Este coeficiente de correlação é uma medida do grau de relação linear entre duas variáveis quantitativas, pelo que quanto mais próximo estiver de 1 ou -1, mais forte é a associação linear entre as duas variáveis em comparação.

Assim, no Quadro 3.9 apresenta-se o coeficiente de *Pearson* e também o seu quadrado para facilitar a avaliação global dos resultados. Os resultados médios obtidos neste quadro e as figuras seguintes (Figura 3.9 a Figura 3.12) demonstram que, como já era esperado, a altura das nervuras transversais é efetivamente o parâmetro que maior influência tem na aderência global das armaduras, uma vez que é aquele que tem valores mais próximos da unidade.

Quadro 3.9 – Coeficiente de correlação r_P e r_P^2 obtido para cada um dos parâmetros (a , c , Σf_i) em relação à área relativa das nervuras transversais (f_R).

Diâmetro [mm]	$r_P (a/f_R)$	$r_P (c/f_R)$	$r_P (\Sigma f_i / f_R)$	$r_P^2 (a/f_R)$	$r_P^2 (c/f_R)$	$r_P^2 (\Sigma f_i / f_R)$
6	0,83	-0,55	-0,22	0,69	0,30	0,05
8	0,81	-0,10	-0,64	0,66	0,01	0,42
10	0,92	-0,60	0,02	0,85	0,36	0,00
12	0,80	-0,34	-0,31	0,65	0,12	0,09
16	0,96	-0,37	-0,52	0,92	0,13	0,27
20	0,88	-0,64	0,35	0,78	0,42	0,12
25	0,89	-0,63	-0,22	0,79	0,39	0,05
32	0,96	-0,82	0,43	0,91	0,67	0,19
40	0,97	-0,46	0,48	0,94	0,21	0,23
Média	0,89	-0,50	-0,07	0,80	0,29	0,16

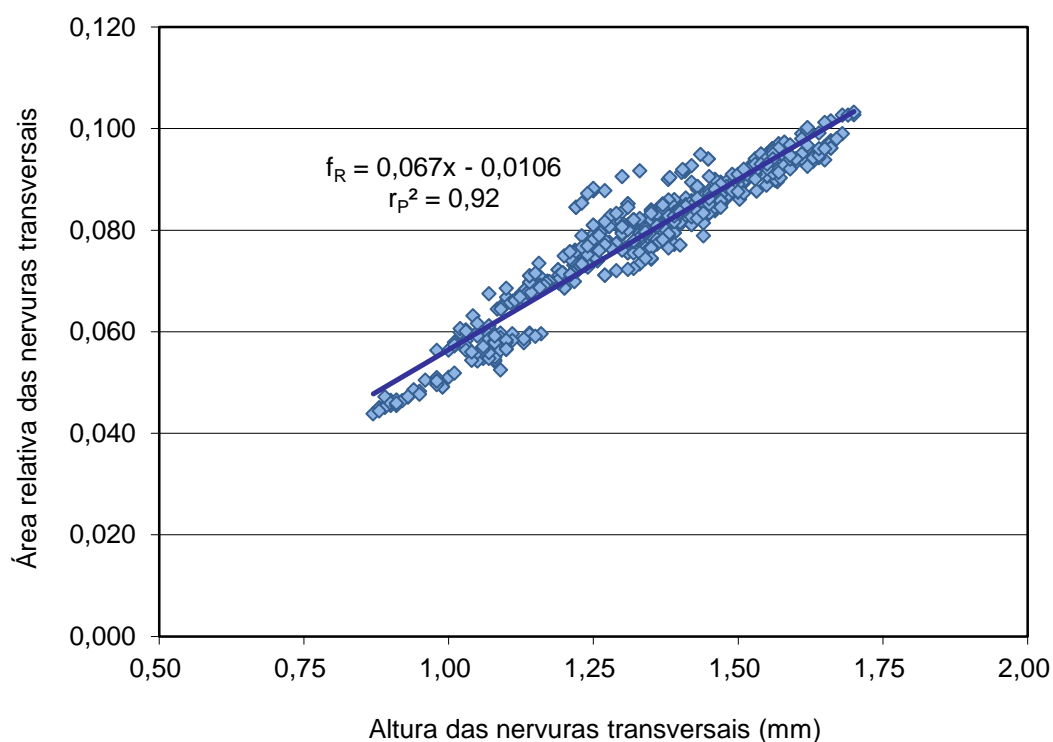


Figura 3.9 – Varões de 16 mm: correlação entre a altura e a área relativa das nervuras transversais.

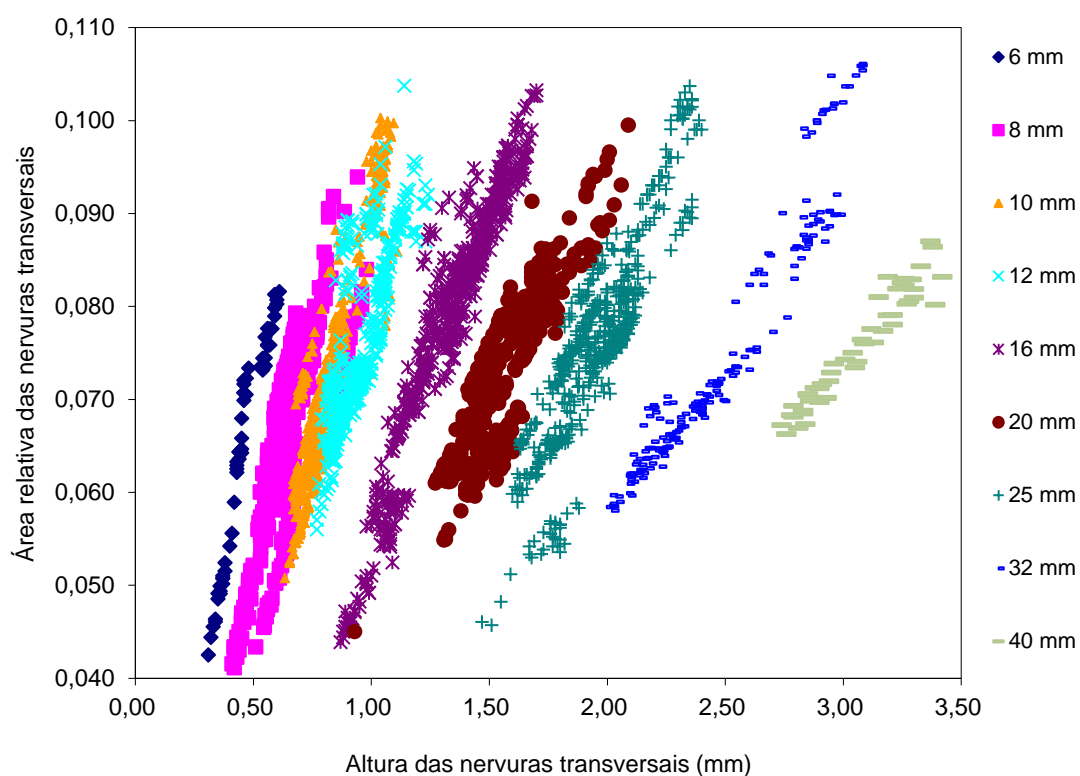


Figura 3.10 – Resultados da altura em função da área relativa das nervuras transversais.

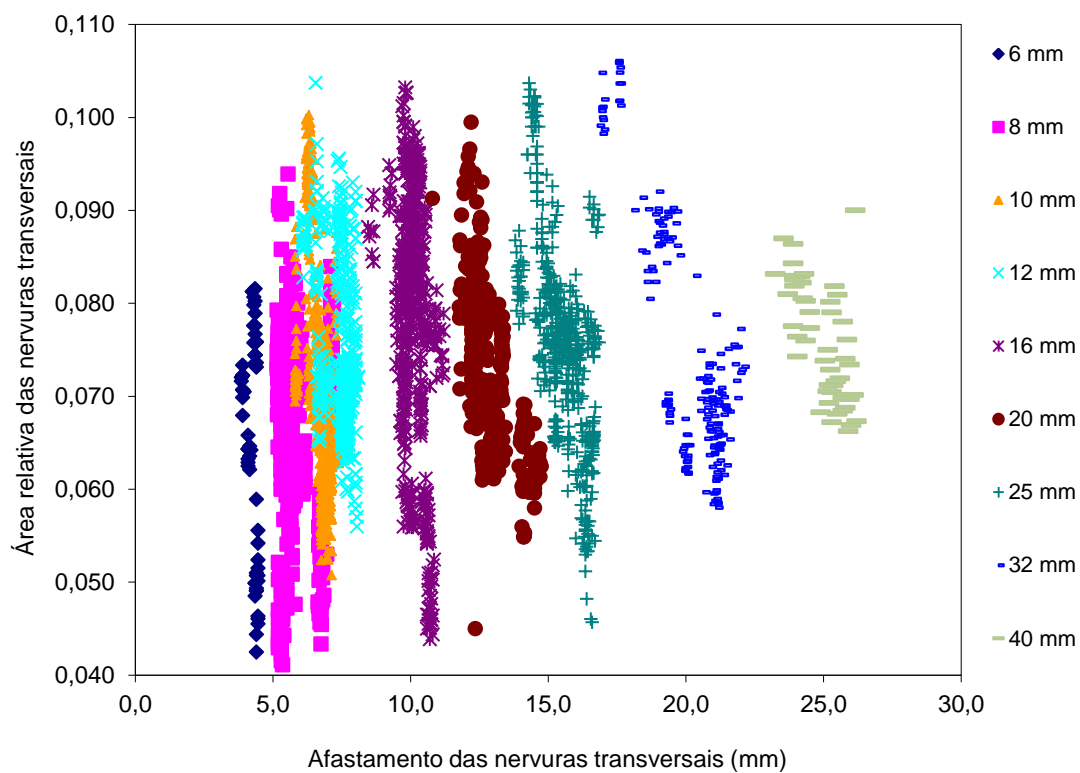


Figura 3.11 – Resultados do afastamento em função da área relativa das nervuras transversais.

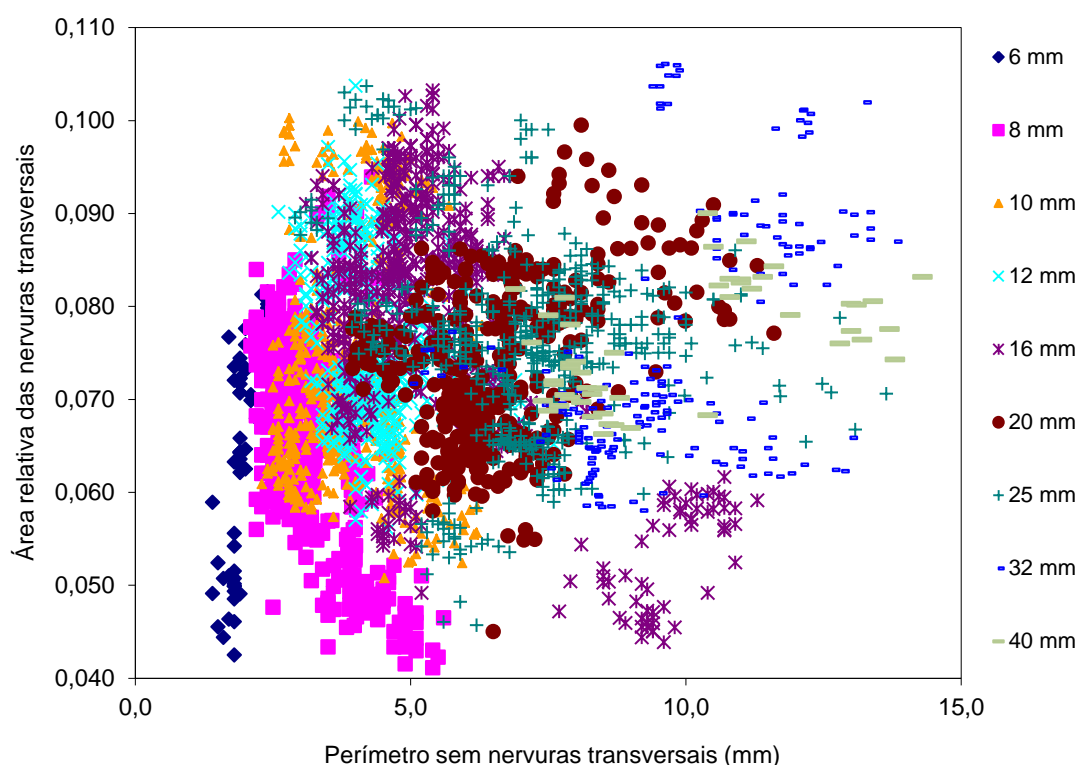


Figura 3.12 – Resultados do perímetro em função da área relativa das nervuras transversais.

3.3.3.3 - Histogramas e ajuste normal

A distribuição dos resultados obtidos por classes permite uma análise mais pormenorizada dos resultados obtidos, em especial quando se pretende avaliar se os mesmos se ajustam ou não a uma distribuição normal.

A análise de bibliografia especializada [77], [78] permitiu concluir que o número de classes (k) de um histograma deve ser função da dimensão da amostra (n) que se pretende representar, podendo este ser determinado por diversos critérios, que se apresentam nas expressões seguintes:

$$k = 1 + \log_2(n) \text{ Sturges (1932)} \quad 3.2$$

$$k = 1 + 3,3 * \log_{10}(n) \text{ Benjamin (1970)} \quad 3.3$$

$$k = 1 + 2,2 * \log_{10}(n) \text{ Larson (1975)} \quad 3.4$$

Em face dos resultados obtidos através da aplicação de cada uma das expressões, optou-se por construir os histogramas com 10 classes diferentes, uma vez que se tentou ajustar os diversos critérios propostos para o efeito, ao número de resultados disponíveis por diâmetro ensaiado.

Simultaneamente procedeu-se à elaboração de uma curva (expressão 3.5) considerando que a produção teria uma distribuição do tipo normal, onde μ e σ representam respetivamente a média e o desvio padrão da amostra.

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma^2}} e^{-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}} \quad 3.5$$

Porém, os resultados obtidos revelam que a recomendação de distribuição normal feita pela EN 10080 [3] para as características mecânicas, não é aquela que melhor se ajusta à variação das características geométricas das armaduras para os diferentes diâmetros.

Nas figuras seguintes (Figura 3.13 a Figura 3.30) evidenciam-se os resultados obtidos para os diversos diâmetros, sendo que é possível constatar que o modelo de distribuição normal nem sempre se ajusta bem aos resultados obtidos para a produção. Em face dos histogramas elaborados sugerirem, para diversos diâmetros, a existência de duas distribuições normais, optou-se por dividir a produção em duas classes, com base nos valores médios da área relativa das nervuras transversais, na medida em que é este parâmetro que controla a aceitação do produto.

Assim, para os varões da gama baixa (6, 8 e 10 mm) e média (12, 16 e 20 mm) considerou-se a existência de uma classe com valores médios cerca de 30% acima do especificado, sendo que para a gama alta (25, 32 e 40 mm) se optou por estabelecer um valor médio cerca de 25% acima do mínimo, para ser possível obter um melhor ajuste à distribuição da produção.

A existência de produção com dois níveis de características de aderência é particularmente evidente na produção de varões de 6, 10, 12, 25, 32 e 40 mm.

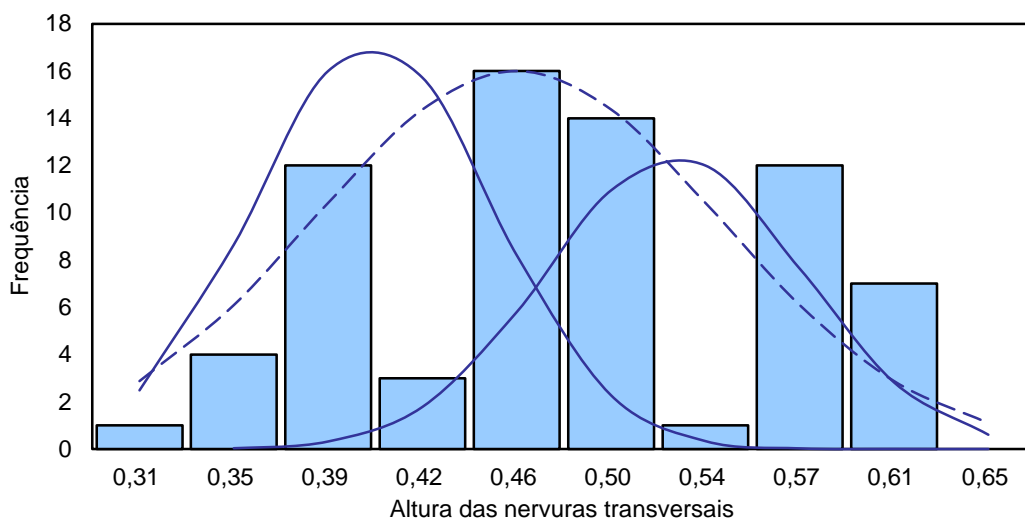


Figura 3.13 – Varões de 6 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

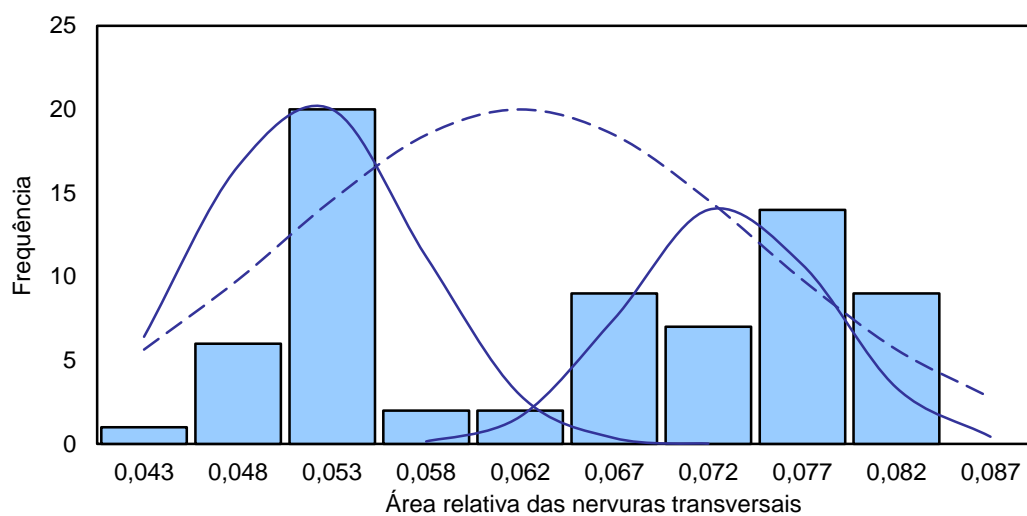


Figura 3.14 – Varões de 6 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

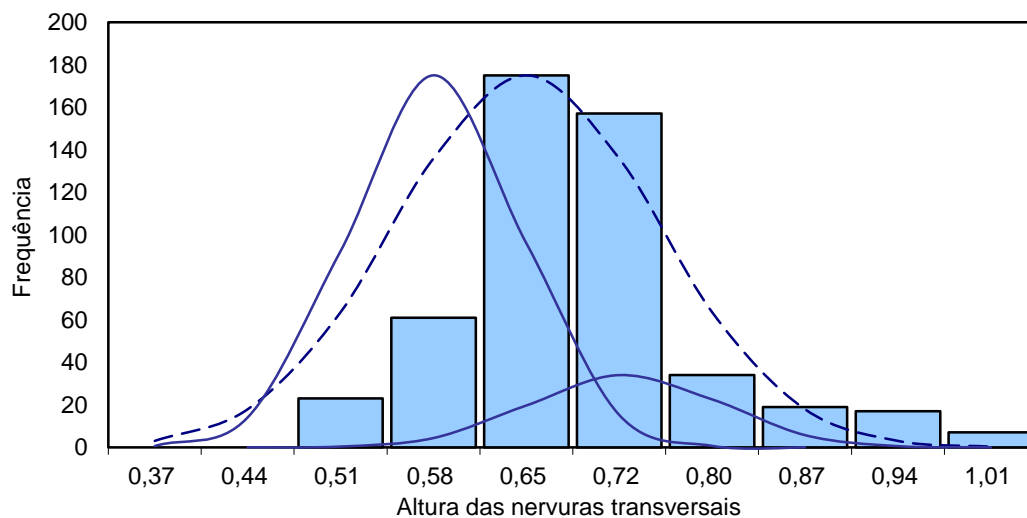


Figura 3.15 – Varões de 8 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

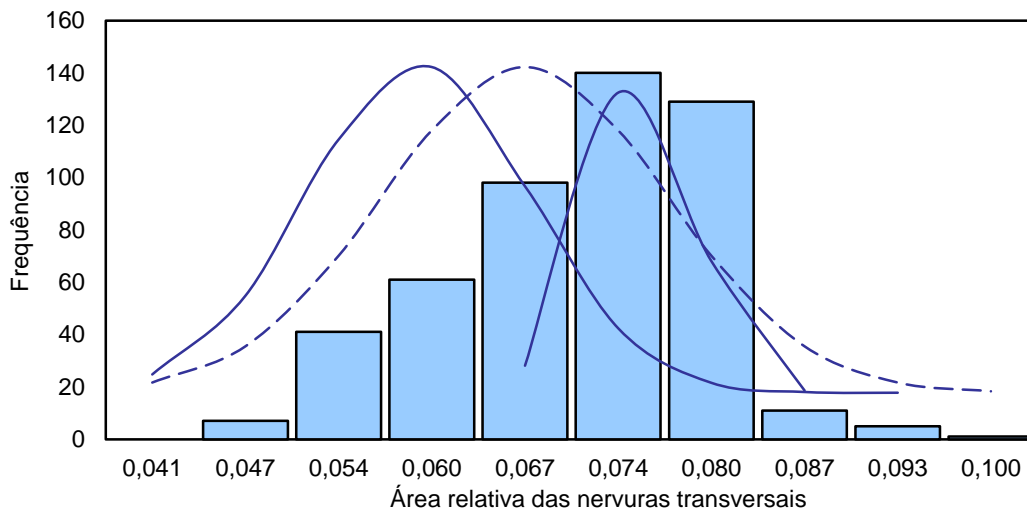


Figura 3.16 – Varões de 8 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

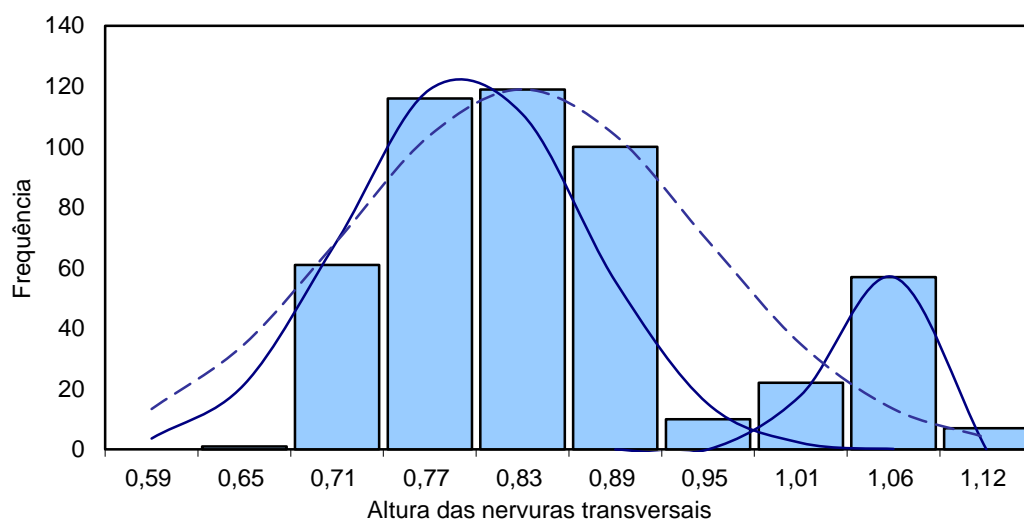


Figura 3.17 – Varões de 10 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

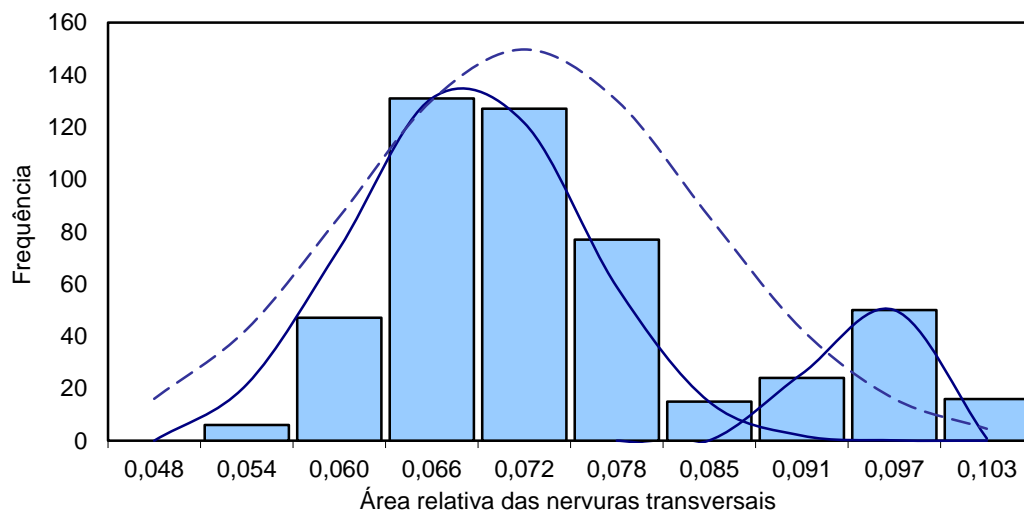


Figura 3.18 – Varões de 10 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

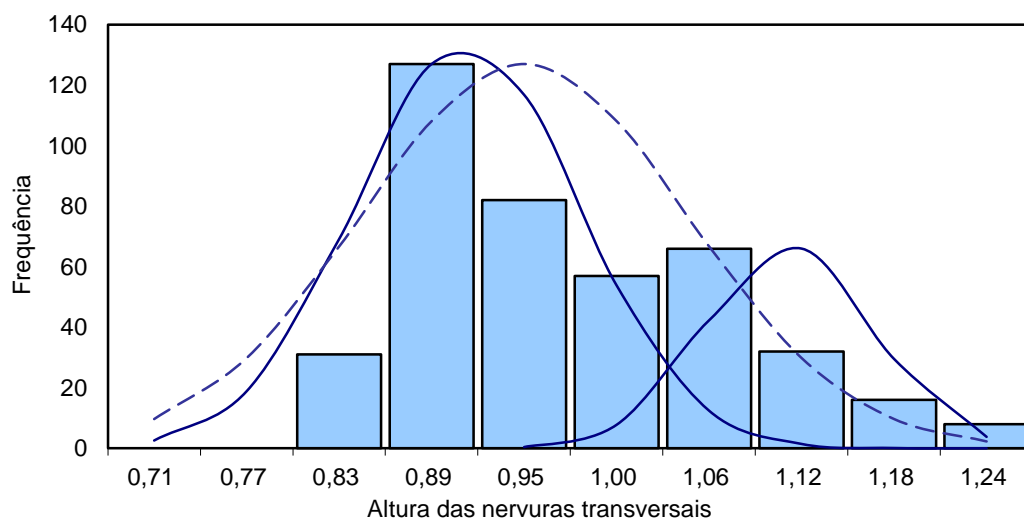


Figura 3.19 – Varões de 12 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

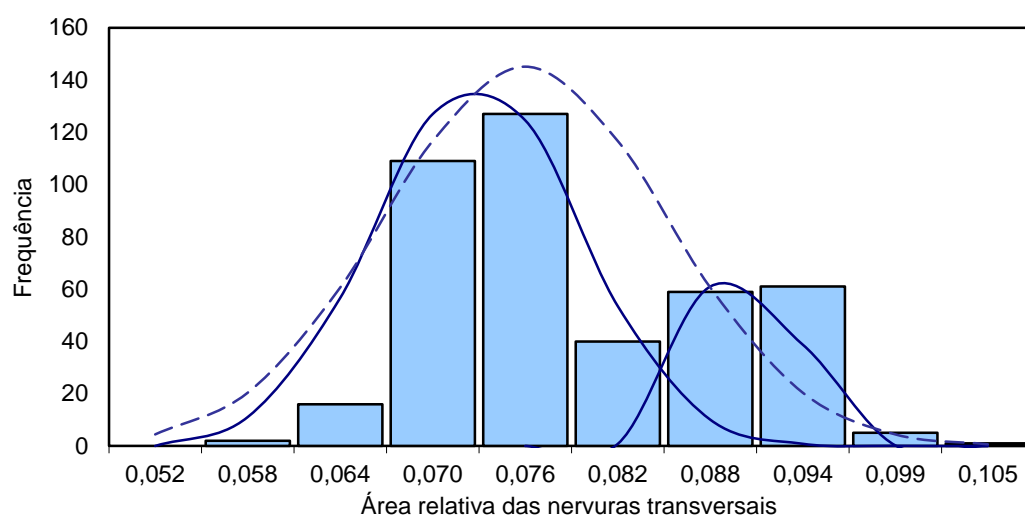


Figura 3.20 – Varões de 12 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

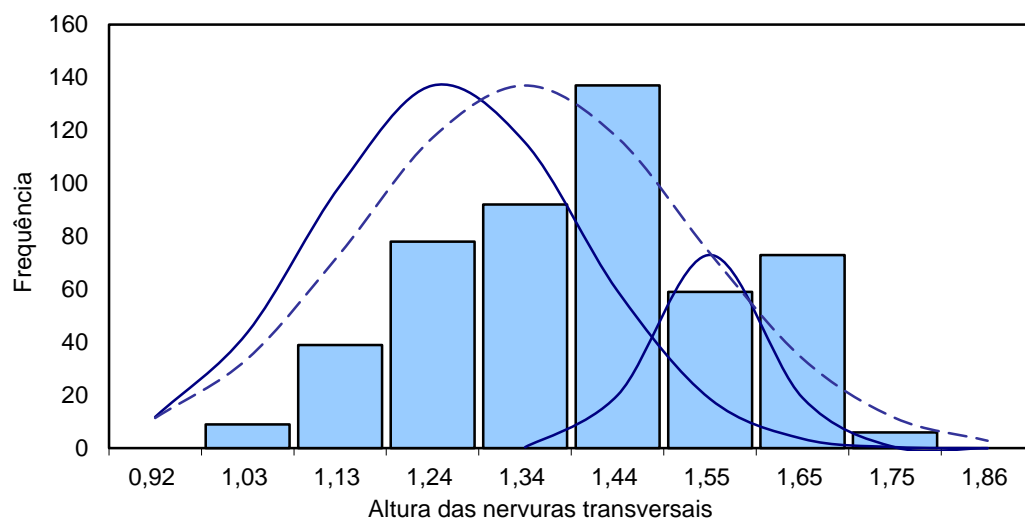


Figura 3.21 – Varões de 16 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

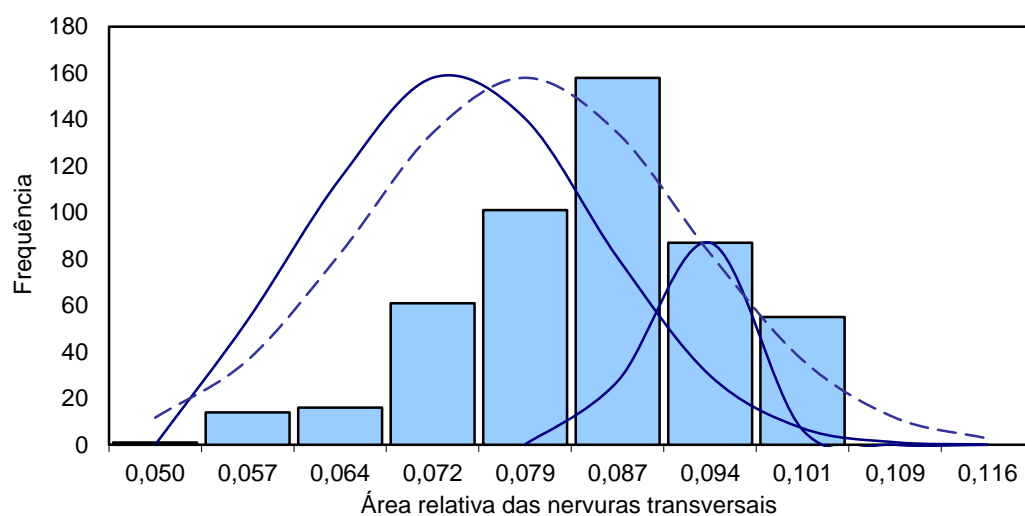


Figura 3.22 – Varões de 16 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

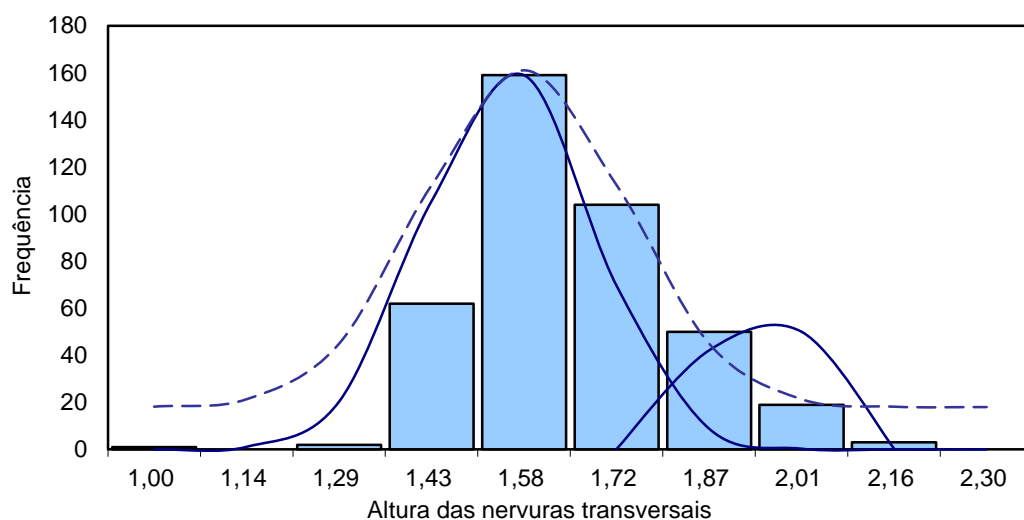


Figura 3.23 – Varões de 20 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

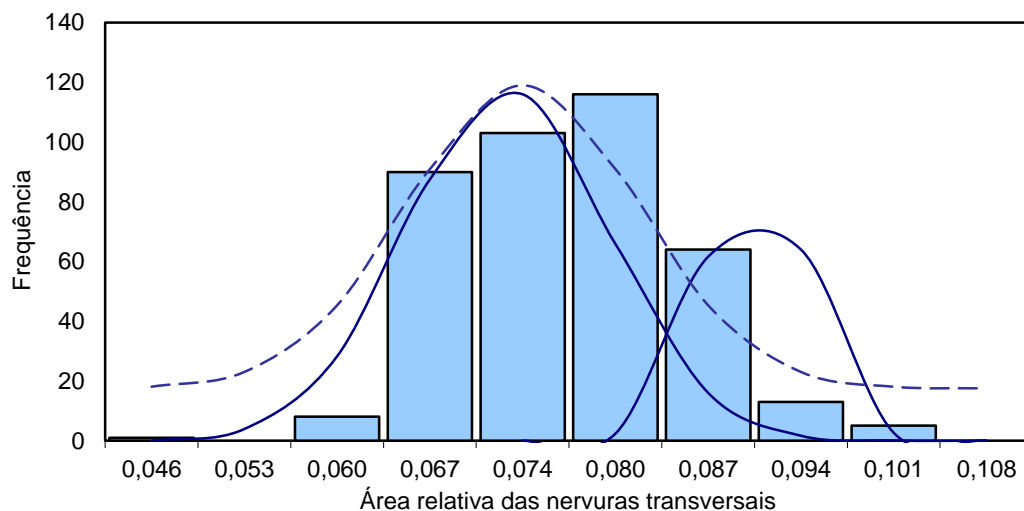


Figura 3.24 – Varões de 20 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

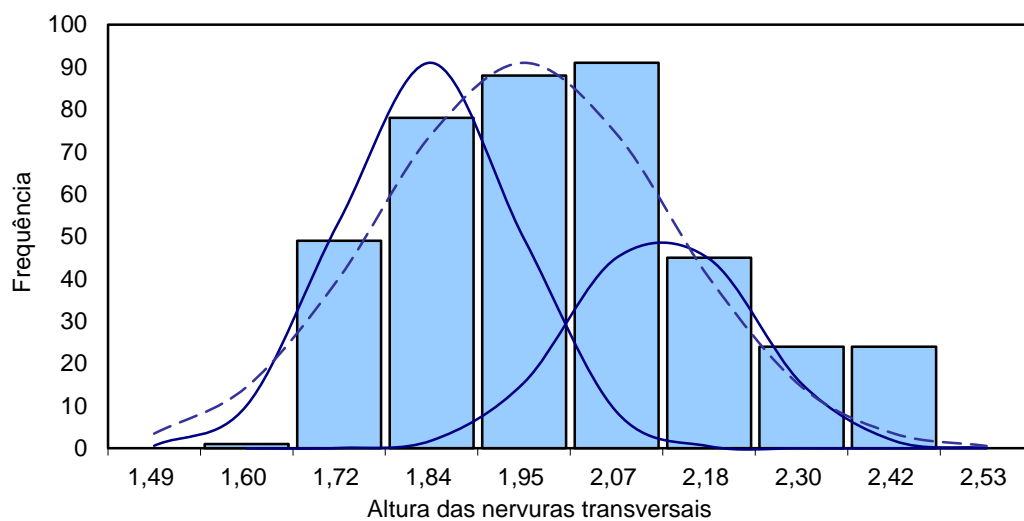


Figura 3.25 – Varões de 25 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

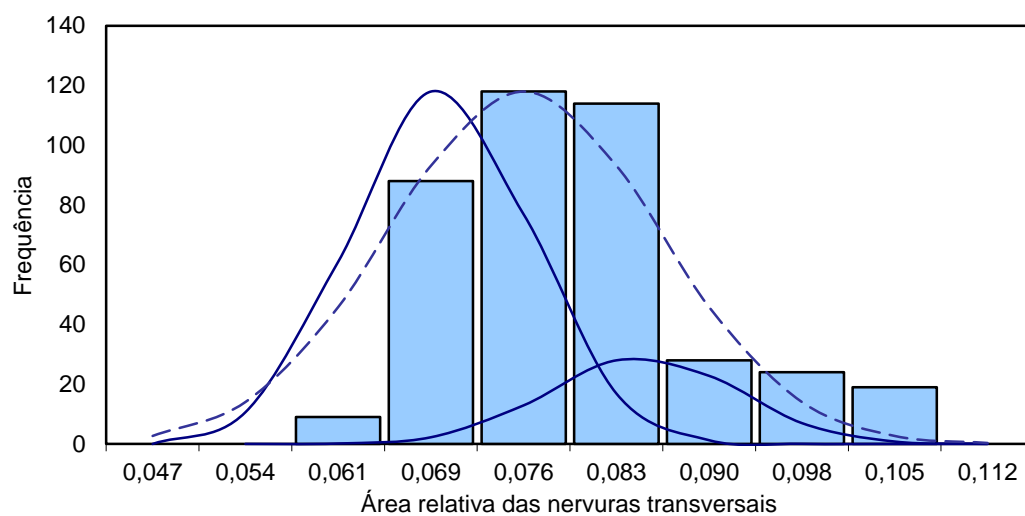


Figura 3.26 – Varões de 25 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

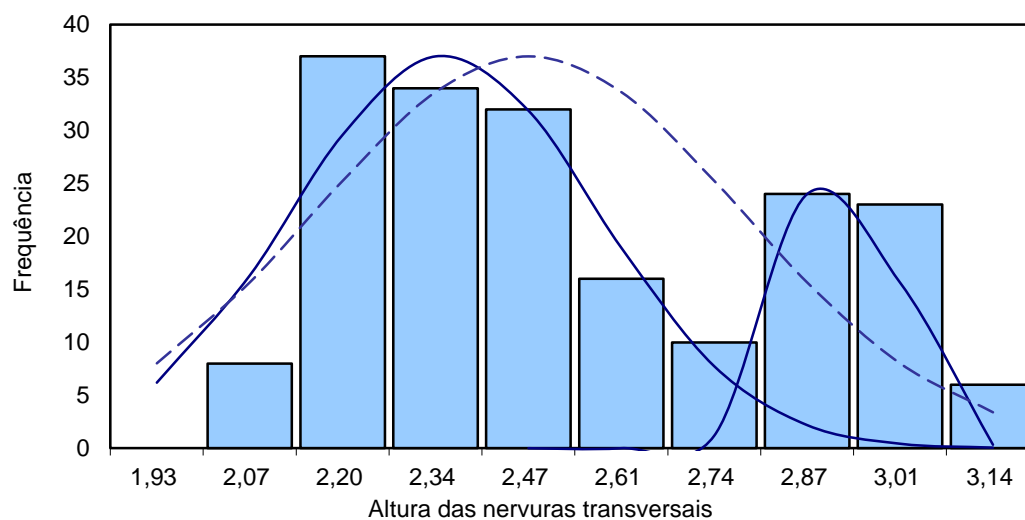


Figura 3.27 – Varões de 32 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

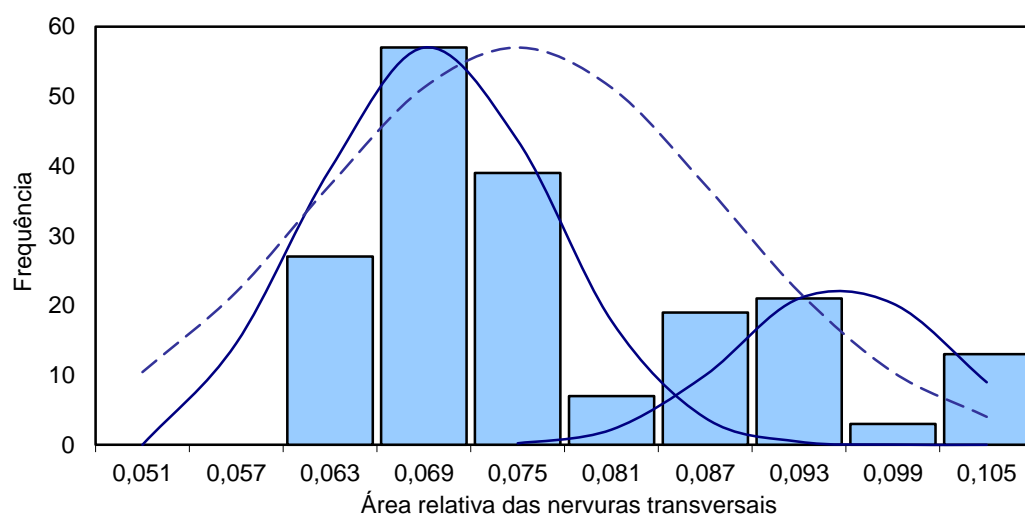


Figura 3.28 – Varões de 32 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

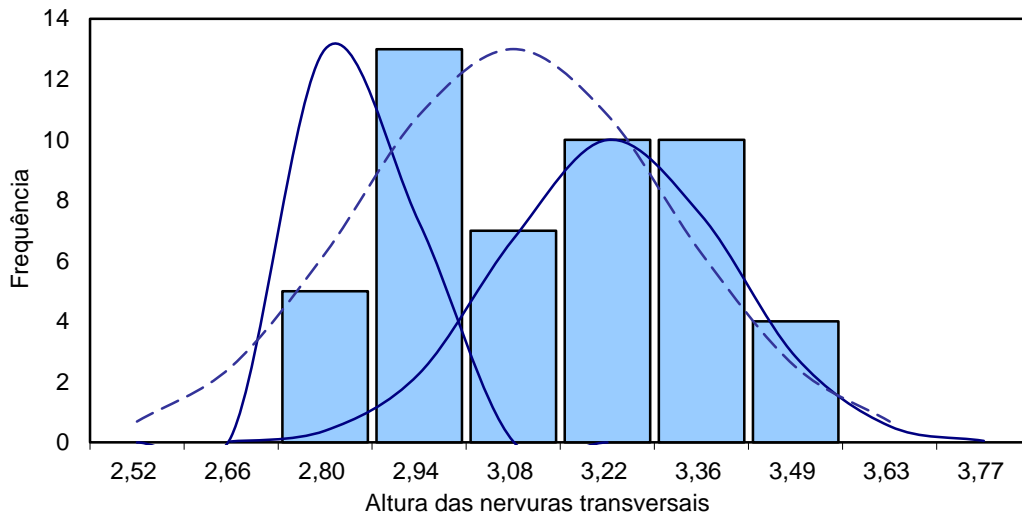


Figura 3.29 – Varões de 40 mm: histograma para a altura das nervuras transversais.

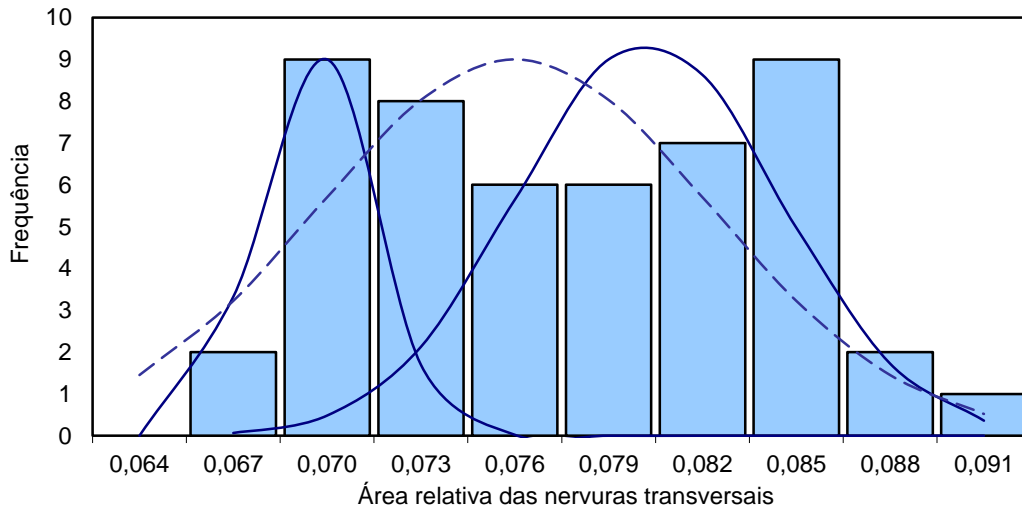


Figura 3.30 – Varões de 40 mm: histograma para a área relativa das nervuras transversais.

A existência de duas “categorias” distintas de material ($<f_R$ e $>f_R$) pode eventualmente permitir reduzir comprimentos de amarração ou selecionar material com melhores características de aderência com vista a uma utilização preferencial em zonas sujeitas a uma maior degradação de aderência como sejam as ligações viga-pilar ou pilar-fundação, em estruturas de betão armado inseridas em zonas sísmicas.

No quadro seguinte sistematizam-se os parâmetros estatísticos das duas distribuições obtidas a partir dos resultados disponíveis.

As distribuições consideradas demonstram que a classe de maior área relativa das nervuras transversais apresenta um incremento que varia entre 15% (varões de 40 mm) e 42% (varões de 6 mm) em relação à distribuição com valores mais próximos do valor de referência, havendo em média uma diferença da ordem dos 30% entre ambas as distribuições.

Quadro 3.10 – Parâmetros estatísticos das distribuições normais associadas às duas categorias de material consideradas.

Diâmetro [mm]	Distribuição <f _R ou >f _R	a [mm] Média	a [mm] Desvio padrão	f _R Média	f _R Desvio padrão	<f _R / f _{R,min}	>f _R / <f _R
6	<f _R	0,41	0,047	0,051	0,0056	1,32	1,42
	>f _R	0,53	0,051	0,073	0,0052		
8	<f _R	0,58	0,064	0,059	0,0078	1,32	1,27
	>f _R	0,73	0,073	0,075	0,0037		
10	<f _R	0,79	0,076	0,068	0,0077	1,32	1,38
	>f _R	1,04	0,022	0,095	0,0028		
12	<f _R	0,91	0,071	0,073	0,0066	1,29	1,24
	>f _R	1,11	0,053	0,090	0,0027		
16	<f _R	1,25	0,148	0,073	0,0112	1,31	1,26
	>f _R	1,55	0,064	0,093	0,0038		
20	<f _R	1,56	0,130	0,073	0,0074	1,30	1,25
	>f _R	1,95	0,064	0,091	0,0038		
25	<f _R	1,83	0,109	0,070	0,0070	1,24	1,23
	>f _R	2,13	0,112	0,085	0,0073		
32	<f _R	2,35	0,220	0,070	0,0076	1,24	1,38
	>f _R	2,92	0,072	0,096	0,0068		
40	<f _R	2,85	0,063	0,070	0,0018	1,24	1,15
	>f _R	3,23	0,168	0,080	0,0042		

A existência de armaduras com maior área relativa das nervuras transversais já foi alvo de diversos trabalhos, um dos quais [33] evidencia que, a uma maior área relativa das nervuras, estão associados menores deslizamentos em regime cíclico e, por isso considera que estudos mais aprofundados podem permitir concluir que os varões com maior área relativa das nervuras são mais adequados para melhorar o comportamento de elementos de betão armado, em especial nas zonas mais afetadas pela degradação da aderência como sejam as zonas de ligação. Um outro estudo [34] apresenta recomendações para a adequada utilização de armaduras com maior área relativa das nervuras transversais, apontando uma redução na ordem dos 13 a 16% para os comprimentos de amarração e sobreposição em zonas adequadamente confinadas por armadura transversal.

Darwin e Graham [35] realizaram ensaios de extremidades de viga para avaliação da relação entre a tensão de aderência e a área relativa das nervuras transversais em varões com recobrimento de aproximadamente 51 mm e confinados por armadura transversal. Os resultados dos ensaios realizados nos provetes dos grupos 6 e 7 (com amarração reta e curva,

respetivamente) e que se reproduzem nas figuras seguintes, demonstram que a tensão de aderência aumenta consideravelmente com a existência de armadura transversal (inexistente nos ensaios de outros grupos de provetes), contudo esse incremento é, segundo aos autores, tanto maior quanto maior é a área relativa das nervuras transversais.

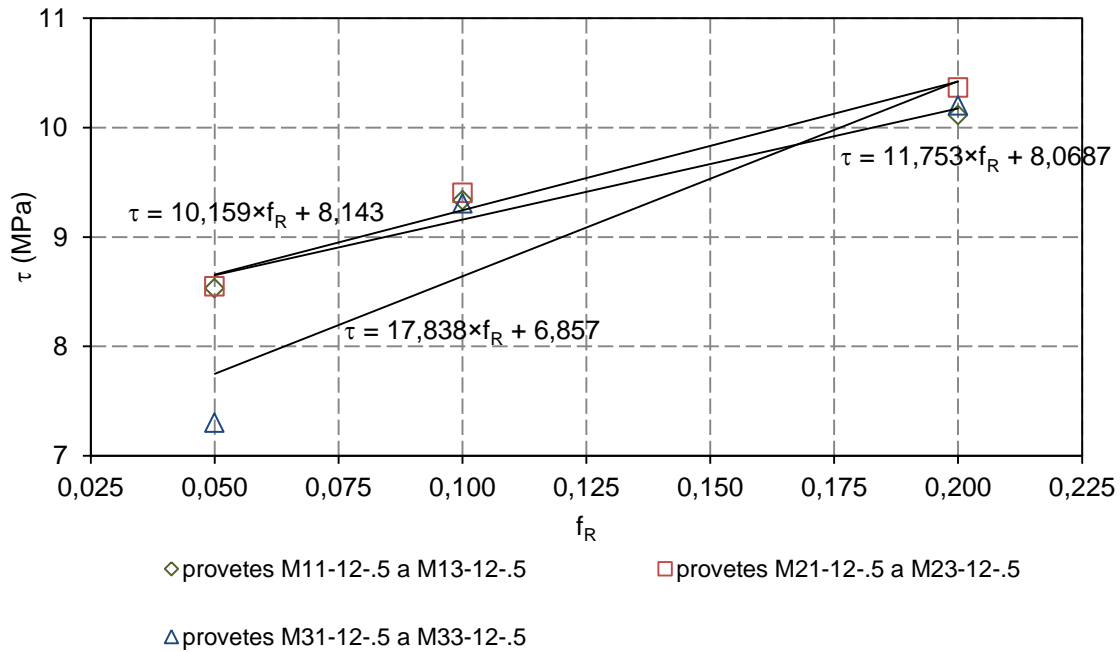


Figura 3.31 – Resultados obtidos por Darwin e Graham [35] para o grupo 6.

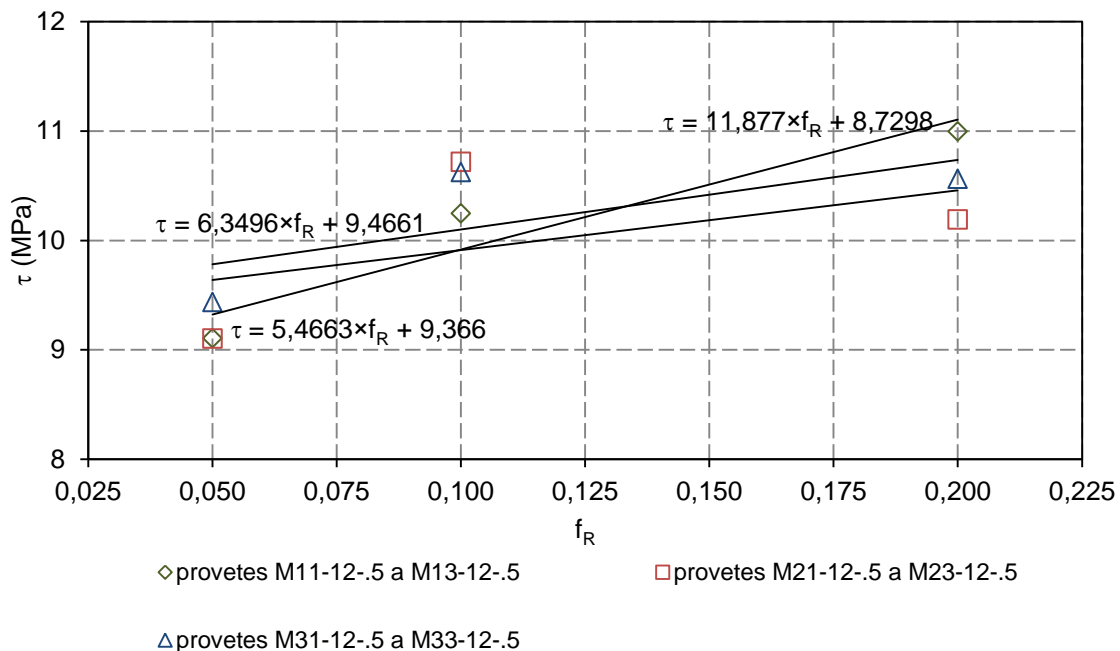


Figura 3.32 – Resultados obtidos por Darwin e Graham [35] para o grupo 7.

Assim, com base nos resultados obtidos por Darwin e Graham [35], é possível estimar que a existência de uma classe com valores médios cerca de 60% superiores ao mínimo atualmente exigido permita um incremento das tensões de aderência entre 8 a 10%.

Comparando os valores médios das duas classes obtidas, com base na produção analisada (no Quadro 3.11), o incremento médio da tensão de aderência, considerando todos os diâmetros, é de cerca de 5%.

Quadro 3.11 – Parâmetros estatísticos das distribuições normais associadas às duas categorias de material consideradas.

Diâmetro	Distribuição <f _R OU >f _R	f _R	τ _b Darwin e Graham [35]	τ _b Mayer [38] (f _{ctm} =2,6MPa)	τ _b André [81]	$\frac{\tau_b(>f_R) - \tau_b(<f_R)}{\tau_b(<f_R)}$		
[mm]		Média	[MPa]	[MPa]	[MPa]	Darwin e Graham [35]	Mayer [38]	André [81]
6	<f _R	0,051	7,77	8,17	14,77	5%	54%	9%
	>f _R	0,073	8,16	12,60	16,15			
8	<f _R	0,059	7,92	10,00	15,27	4%	29%	7%
	>f _R	0,075	8,20	12,86	16,27			
10	<f _R	0,068	8,08	11,81	15,83	6%	16%	11%
	>f _R	0,095	8,55	13,70	17,52			
12	<f _R	0,073	8,15	12,60	16,15	4%	7%	7%
	>f _R	0,090	8,46	13,53	17,21			
16	<f _R	0,073	8,17	12,60	16,15	4%	8%	8%
	>f _R	0,093	8,51	13,63	17,40			
20	<f _R	0,073	8,15	12,60	16,15	4%	8%	7%
	>f _R	0,091	8,48	13,56	17,27			
25	<f _R	0,070	8,10	12,15	15,96	3%	10%	6%
	>f _R	0,085	8,38	13,36	16,90			
32	<f _R	0,070	8,10	12,15	15,96	6%	13%	10%
	>f _R	0,096	8,57	13,74	17,59			
40	<f _R	0,070	8,10	12,15	15,96	2%	10%	4%
	>f _R	0,080	8,28	13,34	16,58			

Por outro lado, o trabalho de Mayer [38] com base nos resultados do estudo desenvolvido por Lettow [80] aponta para a existência de uma maior relevância na variação da área relativa das nervuras transversais até valores da ordem dos 0,080, pelo que propõe as expressões seguintes, para descrever a relação entre a tensão máxima de aderência e a área relativa das nervuras transversais.

$$\frac{\tau_b}{f_{ctm}} = (48,3 \times f_R^5 - 13,3 \times f_R^4 + f_R^3 - 0,0086 \times f_R^2 - 0,000016 \times f_R + 0,000016) \times 60000$$

para $0 \leq f_R \leq 0,080$

3.6

$$\frac{\tau_b}{f_{ctm}} = 13,27543 \times f_R + 4,00869$$

para $0,080 \leq f_R \leq 0,120$

3.7

Neste caso, os resultados obtidos apontam para que a existência das duas classes conduza a um incremento das tensões de aderência da ordem dos 17%, considerando todos os diâmetros.

O estudo desenvolvido por André [81] que se baseia em ensaios de arrancamento realizados em varões dos tipos A400NR SD e A500NR SD e que se refere de uma forma mais detalhada no capítulo seguinte, origina valores intermédios entre os dois trabalhos anteriores. Este trabalho foi desenvolvido com um betão com 25 MPa de resistência à compressão, sendo a relação obtida entre a tensão máxima de aderência e a área relativa das nervuras transversais dada pela expressão:

$$\tau_b = 62,66 \times f_R + 11,572 \text{ (betão com } f_{cm} = 25 \text{ MPa)}$$

3.8

Considerando que este estudo engloba apenas varões com a geometria das nervuras dos varões atualmente existentes no mercado nacional, estimou-se que a existência das duas classes referidas conduza a uma melhoria das tensões de aderência que ronda os 8%, em média para todos os diâmetros, conforme se apresentou no quadro anterior.

3.3.4 - Evolução das características do perfil nervurado

A análise das características principais do perfil nervurado ao longo dos anos em que este produto tem sido controlado, em particular no período em que há mais dados disponíveis (2002-2010), fruto da realização de mais ações de concessão da certificação, permite concluir que existe a tendência para um ligeiro incremento global da altura e consequentemente da área relativa das nervuras transversais.

Este incremento conduz obviamente a uma melhoria das condições de aderência do material existente no mercado, sendo de suspeitar que esta tendência esteja associada a um maior e melhor controlo de qualidade, bem como a uma melhoria dos meios tecnológicos disponíveis para desenrolar os varões de menor diâmetro, o que consequentemente origina um menor esmagamento das nervuras transversais no decorrer do processo, minimizando a redução da altura das nervuras e consequentemente da área relativa das nervuras transversais.

A título exemplificativo sistematizam-se nas figuras seguintes os resultados obtidos, para três diâmetros diferentes, um por cada gama da produção normal: baixa (8 mm), média (16 mm) e alta (25 mm).

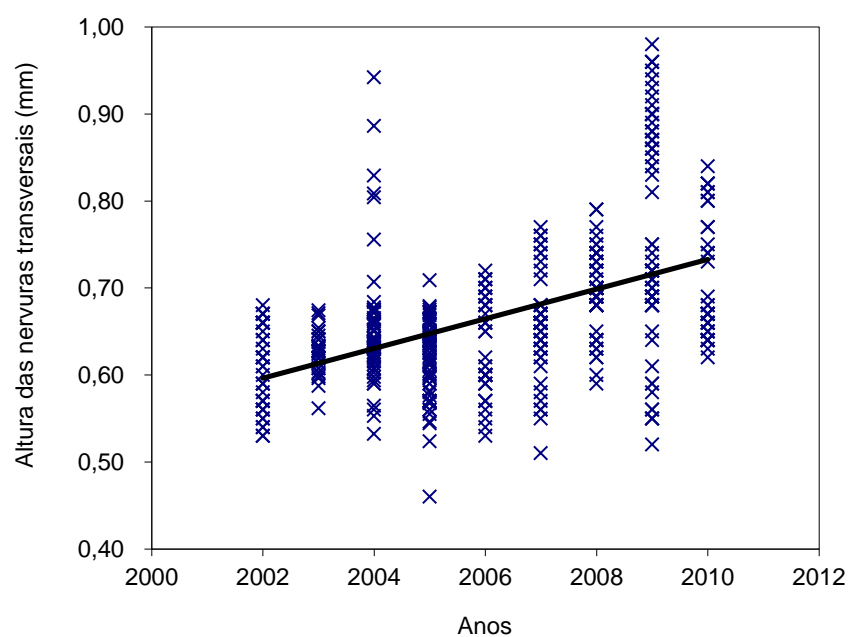


Figura 3.33 – Varões de 8 mm: evolução da altura das nervuras transversais.

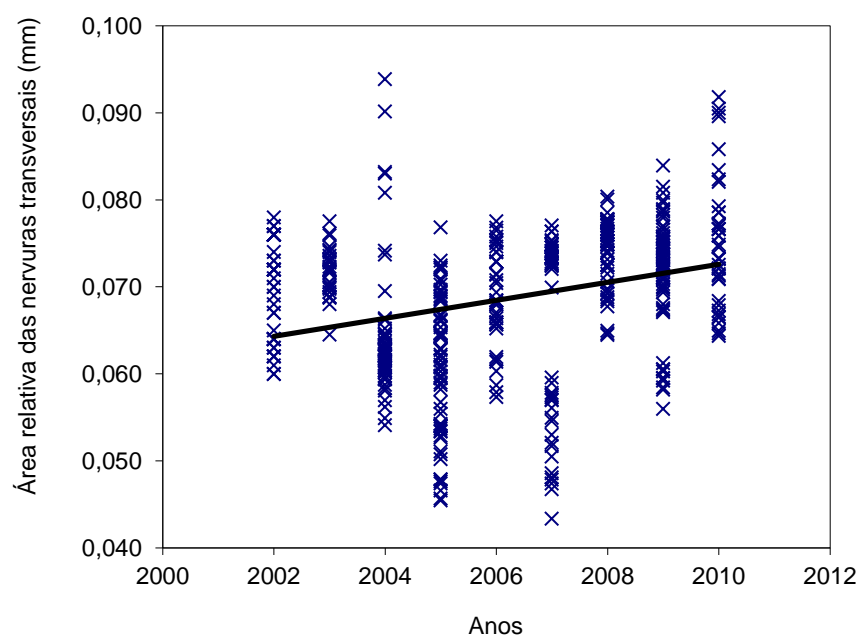


Figura 3.34 – Varões de 8 mm: evolução da área relativa das nervuras transversais.

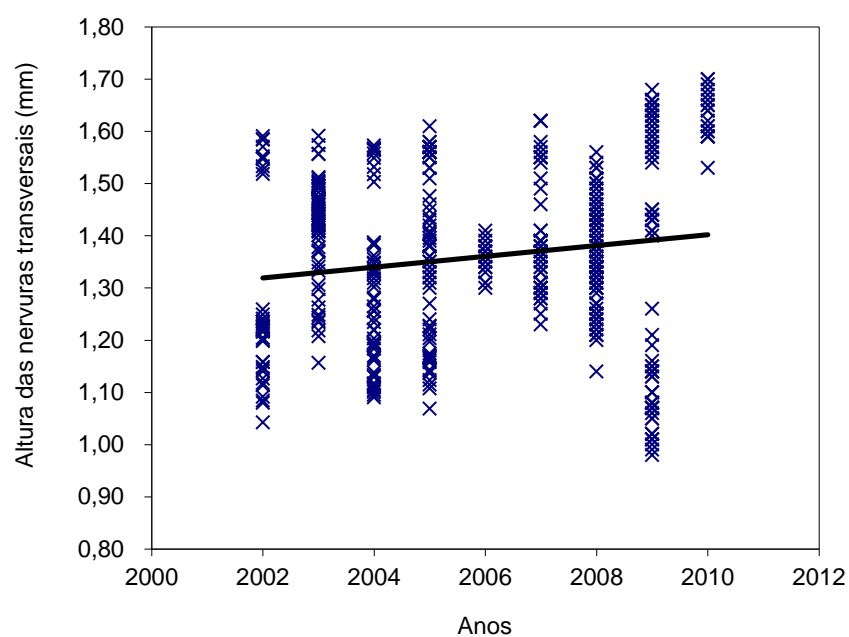


Figura 3.35 – Varões de 16 mm: evolução da altura das nervuras transversais.

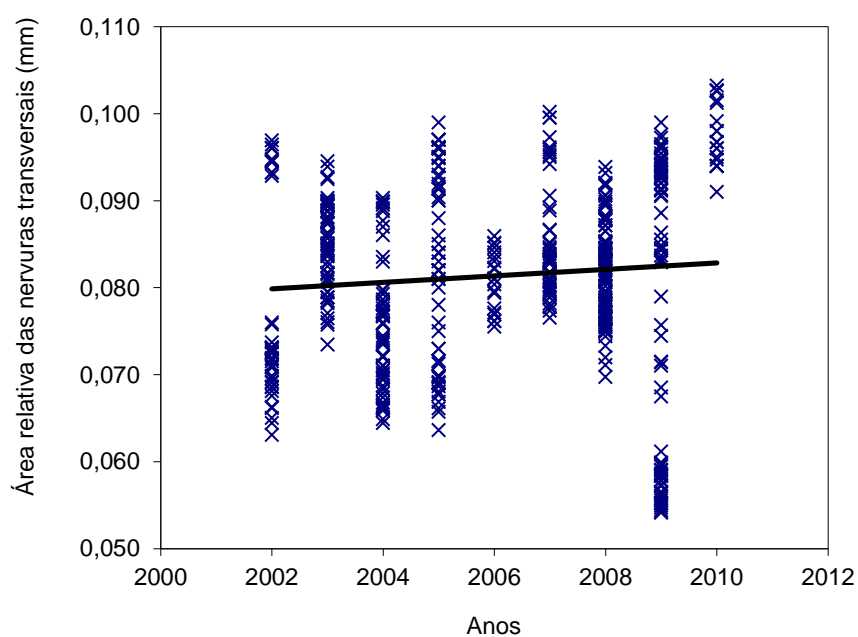


Figura 3.36 – Varões de 16 mm: evolução da área relativa das nervuras transversais.

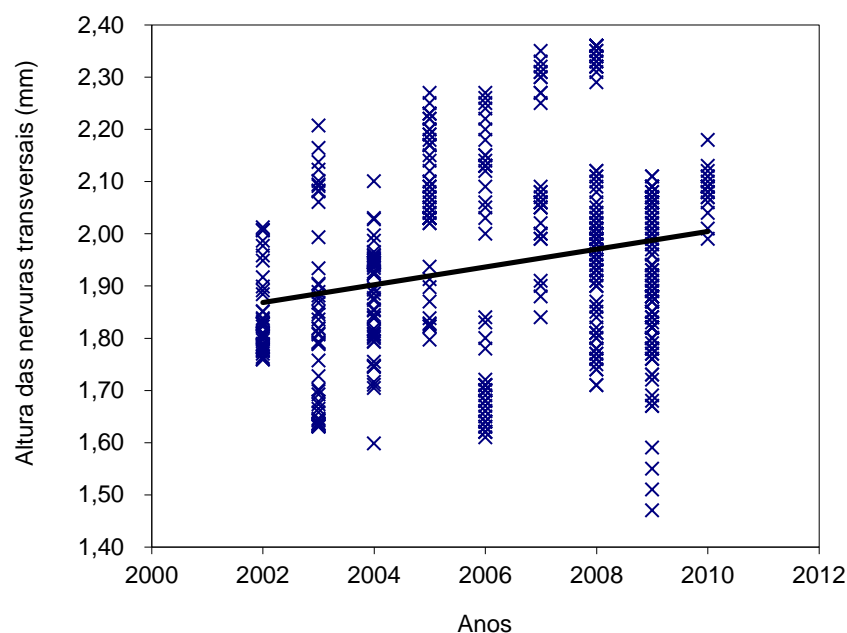


Figura 3.37 – Varões de 25 mm: evolução da altura das nervuras transversais.

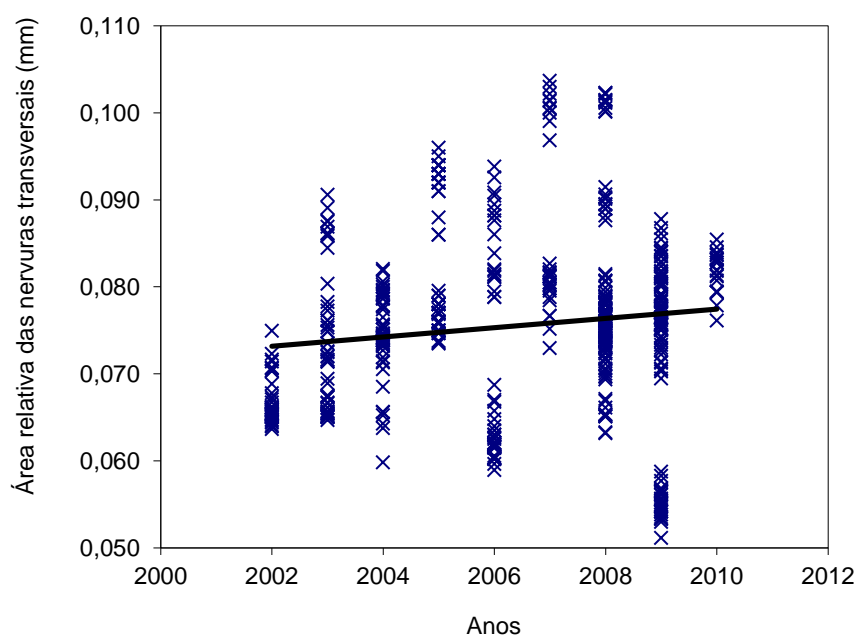


Figura 3.38 – Varões de 25 mm: evolução da área relativa das nervuras transversais.

3.4 - Considerações finais

Com a apresentação das principais características das armaduras existentes no mercado bem como com a avaliação estatística do perfil nervurado dos varões do tipo A500NR SD tentou-se dar uma contribuição para a caracterização da aderência das armaduras utilizadas em Portugal

nos últimos anos. Refira-se que esta caracterização é extensiva, pelo menos, ao mercado europeu, visto que no mercado português existem armaduras provenientes da grande maioria dos fabricantes europeus e o perfil nervurado adotado é hoje, muito uniforme.

Por outro lado, como as novas estratégias de avaliação do desempenho das estruturas existentes exigem um conhecimento detalhado das características dos materiais, considera-se relevante começar a sistematizar toda a informação relativa aos materiais cujas propriedades afetam significativamente o comportamento global das estruturas, para que no futuro seja relativamente simples obter todos os dados necessários à utilização de uma metodologia como a proposta por Cosenza *et al.* [79] e que se apresenta na figura seguinte.

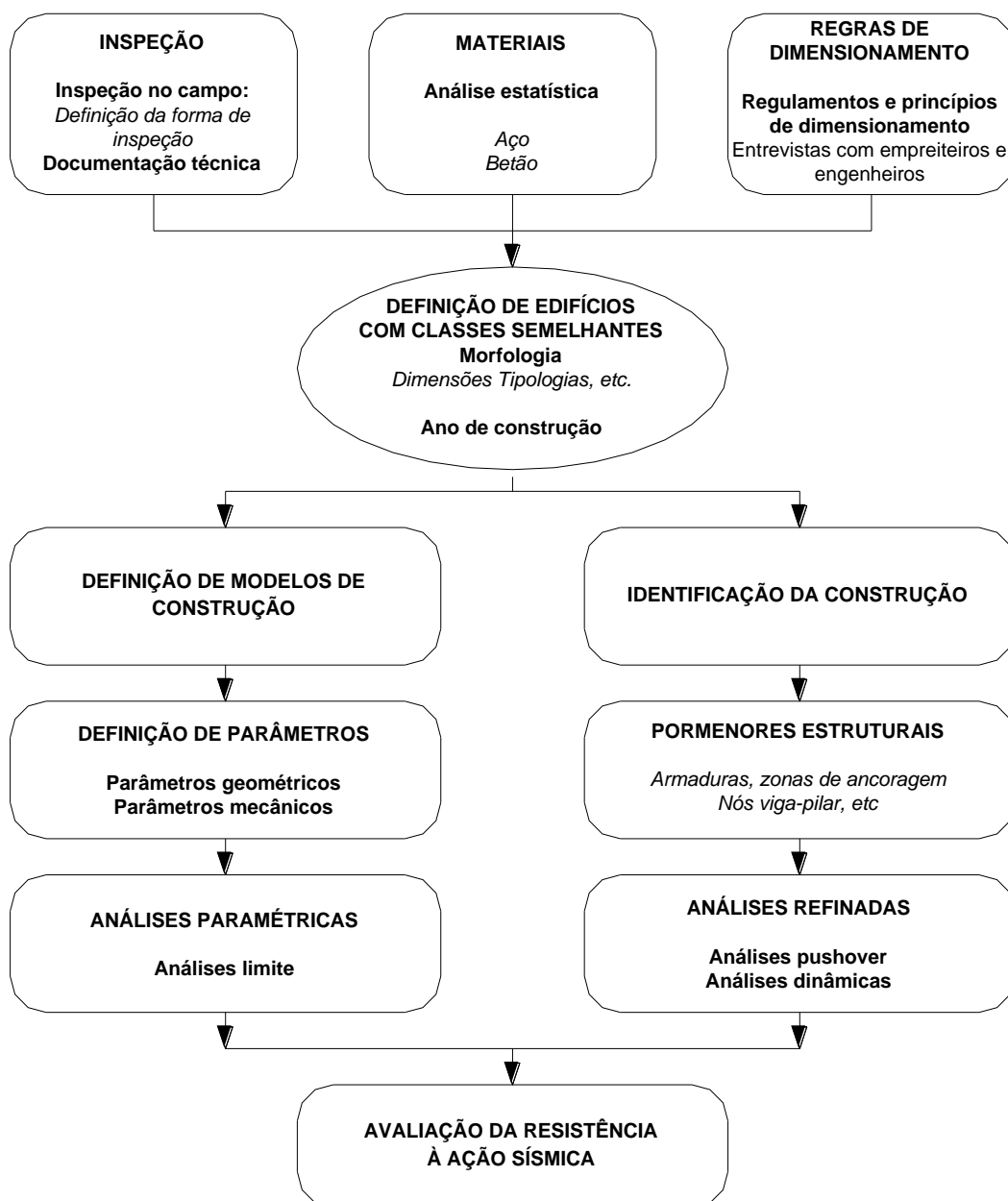


Figura 3.39 – Fluxograma com a estratégia de avaliação de uma amostra de zona urbana proposta por Cosenza *et al.* [79].

Os resultados obtidos neste estudo demonstram que na maior parte dos diâmetros existem duas “categorias” de material, uma com valores da área relativa das nervuras transversais mais próximos dos valores de referência e uma outra com valores mais elevados.

Os resultados aqui obtidos justificam o programa experimental que se apresenta no capítulo seguinte na medida em que, sendo expectável que o desempenho dos elementos estruturais, em especial em termos de resistência às ações cíclicas, melhore com a utilização destes materiais, considera-se útil realizar estudos mais aprofundados para avaliar se efetivamente existe ou não benefício na sua seleção.

Finalmente, julga-se adequado implementar uma rotina de avaliação estatística periódica das características das armaduras existentes, uma vez que o LNEC dispõe de informação única no país relativa a uma vastíssima gama de resultados de ensaios de caracterização mecânica (essencialmente tração) e de medições de nervuras transversais realizados no Laboratório de Ensaios de Produtos Metálicos (LPM) do DE/NCE, obtidos no âmbito da colaboração com a Associação para a Certificação de Produtos (CERTIF) nos processos de certificação de todos os tipos de varões de aço para betão armado.

CAPÍTULO 4

Programa experimental

4.1 - Introdução

Com base no enquadramento feito no segundo capítulo e tendo em consideração as conclusões obtidas relativamente às características de aderência do material existente no mercado, importa conhecer as tensões de aderência que efetivamente é possível mobilizar em zonas de ligação como sejam as ligações viga-pilar, pilar-fundação, parede-fundação e viga-parede sujeitas a ações repetidas e alternadas.

A caracterização da aderência permitirá melhorar a modelação do comportamento das zonas críticas dos elementos de betão armado de estruturas inseridas em zonas sísmicas, especialmente porque estas estruturas requerem uma ductilidade significativa e ainda porque o seu comportamento em termos de deformação e fendilhação é altamente dependente da aderência entre as armaduras e o betão.

Nesse sentido, apresentam-se neste capítulo as principais variáveis envolvidas no programa experimental desenvolvido, os objetivos que se pretendem alcançar, os trabalhos preliminares realizados para garantir a viabilidade do programa experimental global, as exigências relativas aos materiais a utilizar, uma descrição dos diferentes tipos de ensaios a realizar, tanto ao nível da caracterização dos materiais envolvidos como para caracterização da aderência e finalmente o sistema de ensaio usado nos ensaios de arrancamento em regime monotónico e cíclico.

4.2 - Variáveis envolvidas

A modelação da aderência tem, como já foi referido, particular importância para as zonas de ligação. Portanto, considerou-se que seria útil escolher varões de dois diâmetros frequentemente utilizados nestas secções: 16 mm e 25 mm.

Por outro lado, optou-se por recorrer à utilização de varões A500NR SD, uma vez que cada vez mais, se projeta com armaduras de ductilidade especial (classe C) e porque o perfil nervurado destes varões apresenta, como foi referido no capítulo 3, a particularidade da existência de nervuras transversais com duas inclinações distintas.

Considerando que a avaliação da aderência das armaduras é feita garantindo que são cumpridos certos limites para a área relativa das nervuras transversais (f_R) e sabendo-se que existe uma grande variação ao nível deste parâmetro nos resultados dos ensaios realizados, considerou-se que o programa experimental podia incluir armaduras com dois níveis distintos de área relativa das nervuras, um muito próximo do mínimo aceitável pelos documentos normativos de referência e um outro bastante acima, para não se recorrer única e exclusivamente aos valores mínimos especificados que, como se verificou no capítulo anterior, não são representativos das armaduras atualmente utilizadas.

No que diz respeito ao betão, previu-se a utilização de betões com dois níveis diferentes de resistência, ambos representativos dos betões usados nas obras mais relevantes, uma vez que os resultados existentes na literatura são unânimes ao afirmar que o betão de resistência mais elevada tem um comportamento mais frágil.

Para caracterizar adequadamente a relação local tensão de aderência-deslizamento considerou-se que os provetes teriam que ter um comprimento aderente curto, o que também permite vir a usar os resultados obtidos na modelação numérica de elementos de betão armado, extrapolando as tensões de aderência para zonas de amarração, por exemplo.

Em face do comportamento típico observado em zonas de ligação após a ocorrência de sismos este estudo inclui também a entrada em cedência da armadura.

Assim, na sequência do trabalho de análise da literatura desenvolvido, as diversas variáveis, que se consideram relevantes para cumprir os objetivos definidos para o estudo de caracterização da aderência de varões sob a ação de cargas repetidas e alternadas são as seguintes:

- varões de aço do tipo A500NR SD de 16 mm e 25 mm de diâmetro;
- varões com menor e maior área relativa das nervuras transversais (A e B);
- betões com dois níveis diferentes de resistência à compressão (C1 e C2);
- entrada em cedência dos varões (AT e BT), num comprimento aderente relativamente curto, sendo os lotes AT e BT obtidos após tratamento térmico dos varões dos lotes A e B;
- história de carga, através da realização de ensaios em regime monotónico e cíclico.

Portanto, para contemplar a inclusão das diversas variáveis acima referidas previu-se a execução de provetes de acordo com a distribuição que se apresenta no quadro seguinte.

Quadro 4.1 – Diferentes tipos de provetes a executar em função das variáveis envolvidas.

Tipo de ensaio	Diâmetro do varão principal	Varões dos lotes A, B, AT e BT	
		Betões	
Monotónicos	16 mm	C1	C2
	25 mm		
Cíclicos	16 mm	C1	C2
	25 mm		

4.3 - Objetivos do programa experimental

Com este programa experimental, que se detalha nos pontos seguintes e com as variáveis anteriormente citadas, pretende-se quantificar as tensões de aderência e os deslizamentos que

efetivamente ocorrem na interface armadura-betão quando são usados materiais que são simultaneamente típicos das construções existentes no território português mas também de outros países europeus.

Por outro lado, com os resultados que se espera obter considera-se que se pode contribuir para uma utilização mais racional das armaduras disponíveis, com vista a maximizar o desempenho dos elementos de betão armado em zonas sísmicas, uma vez que foi prevista a utilização de armaduras de duas categorias diferentes, em termos de aderência.

Finalmente pretende-se que os resultados obtidos permitam introduzir melhorias aos modelos analíticos atualmente utilizados para simular a aderência sob a ação de cargas repetidas e alternadas e em particular quando a armadura deixa de estar a trabalhar em regime elástico.

4.4 - Características dos provetes

Os provetes para a realização dos ensaios de arrancamento foram preparados para simular as condições locais de aderência que habitualmente se encontram nos varões horizontais que atravessam uma ligação viga-pilar, à semelhança dos projetados por *Eligehausen* [11].

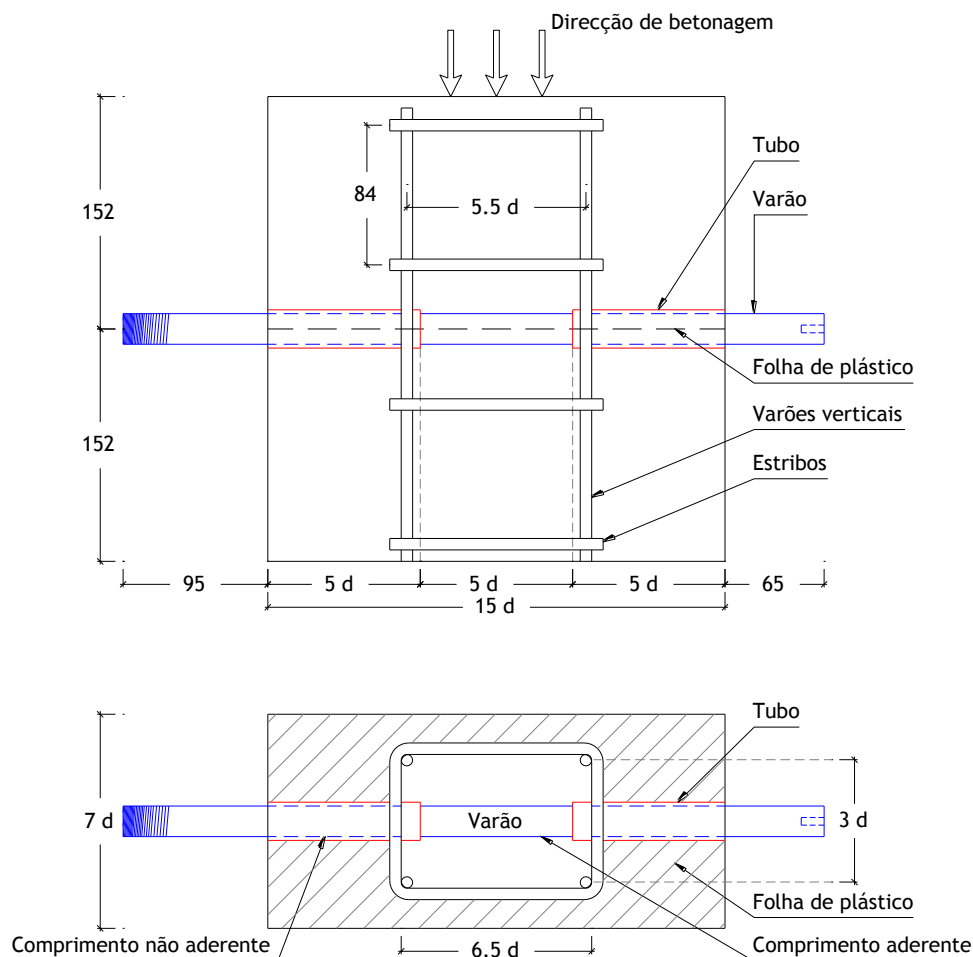


Figura 4.1 – Esquema genérico dos provetes ensaiados por *Eligehausen* (adaptado de [11]).

O primeiro aspeto que condicionou o dimensionamento dos provetes prendeu-se com a necessidade da zona aderente ter que ser, por um lado, suficientemente curta para se obter resultados que permitissem satisfazer os objetivos definidos e simultaneamente suficientemente longa para ser possível atingir a tensão de cedência do varão na zona aderente.

Para tal, recorreu-se aos resultados típicos de diversos ensaios de arrancamento realizados no Laboratório de Ensaios de Produtos Metálicos do LNEC e cujas principais conclusões se encontram sistematizadas no trabalho realizado por André [81].

Os ensaios foram efetuados de acordo com o disposto no Anexo D (normativo) da Norma Europeia EN 10080 [3]. Este anexo descreve um procedimento de ensaio para avaliação da resistência ao arrancamento de varões embebidos num cubo de betão, permitindo determinar a resistência da ligação da armadura ao betão e serve, fundamentalmente, como base de comparação das características de aderência de armaduras com o mesmo diâmetro mas diferentes configurações da superfície nervurada. O ensaio consiste na aplicação de uma força de tração no varão e na medição dos deslizamentos da extremidade livre do varão em relação ao betão. De acordo com o especificado, o carregamento é aplicado, em controlo de força, perpendicularmente à face do cubo em incrementos monotónicos até à rotura.

A análise dos resultados obtidos e a estimativa das tensões máximas de aderência obtidas num comprimento aderente de cinco vezes o diâmetro de varões de aço dos tipos A400NR SD e A500NR SD permitiu ter uma ordem de grandeza das tensões de aderência obtidas em função da área relativa das nervuras transversais e simultaneamente verificar que, no caso dos varões do tipo A400NR SD, foi possível atingir a entrada em cedência da armadura em alguns dos ensaios realizados.

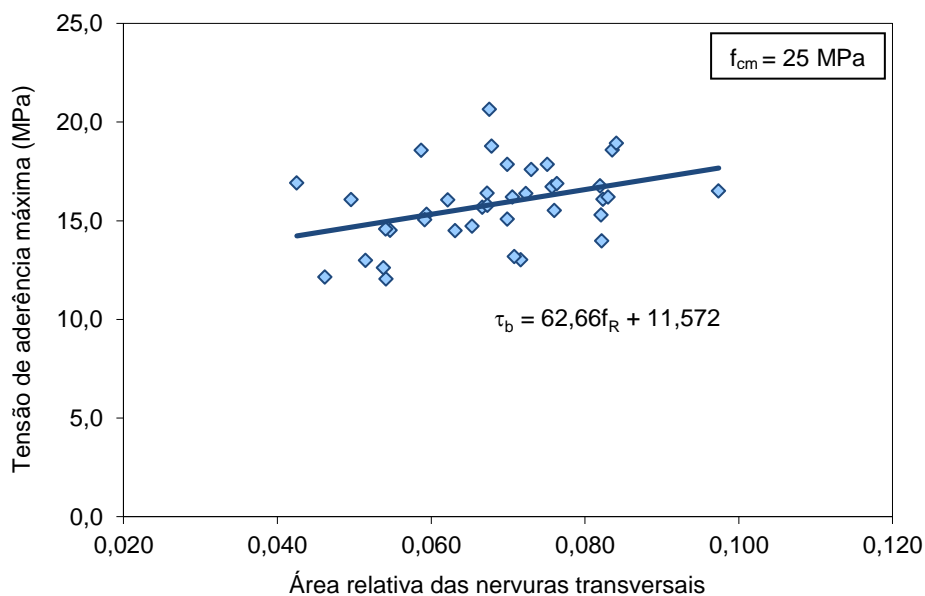


Figura 4.2 – Estimativa da tensão de aderência obtida em função da área relativa das nervuras transversais (adaptado de [80]).

Assim, e sabendo que a tensão de aderência pode ser obtida pela expressão 4.1, estimou-se qual seria a tensão de cedência que os varões do tipo A500NR SD deveriam possuir para que fosse obtida a entrada em cedência da armadura sem que antes fosse atingida a rotura da aderência, obtida a partir da força de tração (F_a) necessária para se dar o arrancamento do varão. Avaliou-se a hipótese do comprimento aderente (l_b) ser cinco ou seis vezes o diâmetro.

$$\tau_b = \frac{1}{l_b} \times \frac{1}{\pi \times d} \times F_a \quad 4.1$$

Os resultados da relação entre a área relativa das nervuras transversais e as tensões de aderência representados na Figura 4.2 e obtidos para um betão com valor médio da resistência à compressão de 25 MPa permitiram obter a estimativa de tensão na armadura que se apresenta no Quadro 4.2 e cuja representação gráfica se mostra na Figura 4.3.

Quadro 4.2 – Estimativa da tensão instalada na armadura, em função da tensão de aderência e da área relativa das nervuras transversais.

l_b	f_R	τ_b	σ_s
(mm)		(MPa)	(MPa)
5xd	0,080	16,0	320
5xd	0,100	18,5	370
6xd	0,080	16,0	384
6xd	0,100	18,5	444

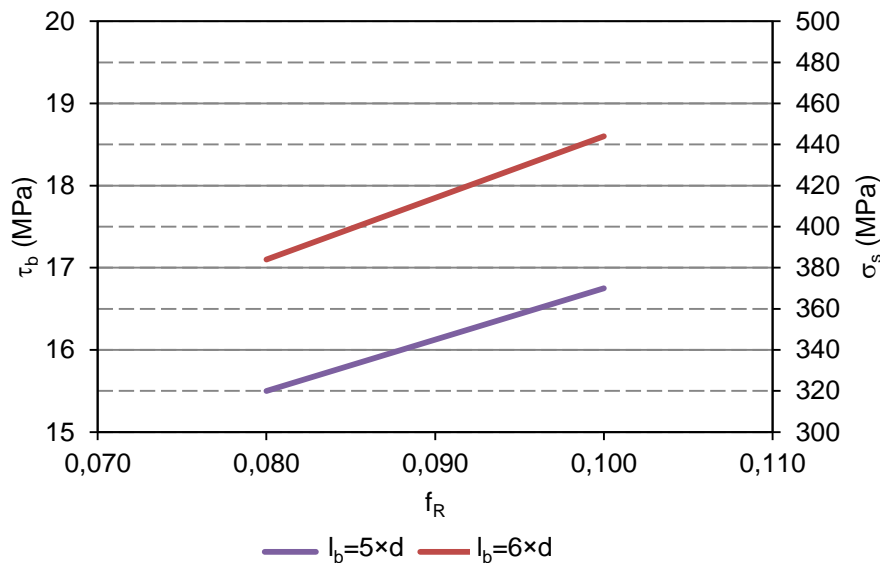


Figura 4.3 – Variação de τ_b com f_R e de σ_s com l_b .

Em função das tensões estimadas, definiu-se o comprimento aderente como sendo seis vezes o diâmetro do varão ensaiado, o que está no limite do aceitável para um estudo local de aderência,

de acordo com as recomendações de Cairns [23]. Assim, seria possível obter a entrada em cedência da armadura, se os varões do tipo A500NR SD possuísem tensões de cedência substancialmente inferiores ao habitual, ou seja, da ordem dos 400 MPa.

Com esta base, estipulou-se a maior dimensão dos provetes, assumindo que era conveniente manter a zona aderente no centro do provete, na medida em que a massa de betão adjacente à zona aderente permitirá, durante a realização dos ensaios, dissipar tensões que poderiam influenciar a relação local entre a tensão de aderência e o deslizamento que se pretende estudar.

Considerando que o objetivo do estudo era atingir a rotura por arrancamento em boas condições de aderência, uma vez que estas são as condições típicas da zona central de uma ligação entre elementos estruturais (Figura 4.4), assumiu-se que o betão envolvente à zona aderente deveria estar confinado por uma armadura secundária, que na realidade representa a armadura vertical de um pilar na zona de ligação a uma viga. Esta armadura foi dimensionada para se manter em regime perfeitamente elástico, ou seja, assumiu-se que não se pretendia que as tensões na armadura transversal excedessem o valor de cálculo da tensão de cedência de um varão do tipo A500NR SD (435 MPa). Relativamente à tensão imposta no varão principal, considerou-se um valor da ordem de grandeza do valor médio da tensão de rotura de um varão do tipo A500NR SD, ou seja, 650 MPa para se assegurar que a rotura não ocorreria pela armadura transversal.

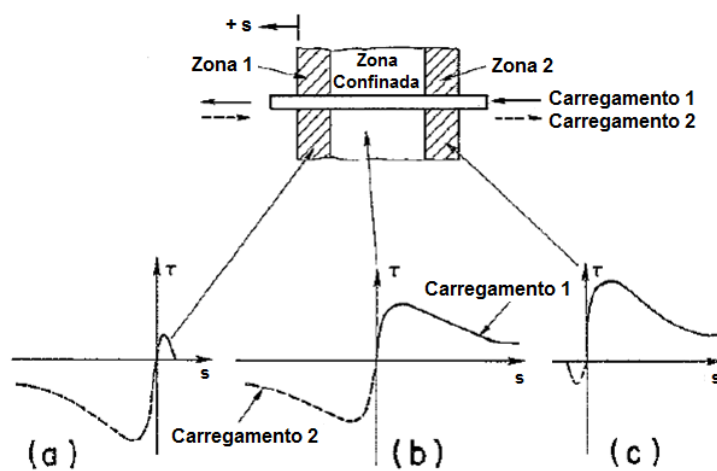


Figura 4.4 – Relação tensão de aderência-deslizamento no interior e nas zonas adjacentes de uma ligação [11].

Tendo por base o trabalho realizado por Eligehausen [11], a quantidade de armadura transversal foi determinada para ambos os provetes com base na expressão:

$$\sigma_{sv} = 0,3 \times \frac{A_s}{A_{sv}} \times \sigma_s \quad 4.2$$

onde A_s e σ_s representam, respetivamente, a área e a tensão instalada no varão principal e A_{sv} e σ_{sv} a área e a tensão instalada na armadura de confinamento.

Assim, apresenta-se no Quadro 4.2 a quantidade de armadura transversal necessária, para cada direção solicitada, bem como a quantidade de armadura transversal efetiva ($A_{sv,ef}$), incluindo o diâmetro dos varões adotados para ambos os tipos de provetes de arrancamento.

Quadro 4.3 – Estimativa da quantidade de armadura transversal necessária.

	A_s	σ_s	σ_{sv}	A_{sv}	$A_{sv,ef}$	
	(cm ²)	(MPa)	(MPa)	(cm ²)	d (mm)	A_s (cm ²)
Varões de 16 mm	2,01	650	435	0,90	10	1,57
Varões de 25 mm	4,91	650	435	2,20	12	2,26

Relativamente à largura dos provetes, a definição desta dimensão esteve associada ao espaçamento que normalmente existe entre dois varões longitudinais consecutivos de uma viga que atravessam uma ligação. Portanto, o afastamento da armadura de confinamento ao varão a ensaiar tem que estar a pelo menos um diâmetro do varão a ensaiar, uma vez que este é o espaçamento mínimo entre armaduras de acordo com as disposições regulamentares aqui aplicáveis.

No que diz respeito à altura dos provetes, estipulou-se que fosse compatível com as restantes dimensões do provete, sabendo-se que o varão principal se encontra a meia altura do provete e que as cintas deveriam estar suficientemente afastadas para a betonagem ocorrer em boas condições, garantindo que era colocado um número de cintas capaz de simular a continuidade, que regra geral existe, acima e abaixo dos varões longitudinais da viga, por via das cintas dos pilares.

Para que a caracterização de aderência fosse o mais representativa possível da aderência de um varão de uma ligação, previu-se também a colocação de uma membrana plástica com aproximadamente 1,0 mm de espessura a delimitar a área de influência do varão, que na prática está, como já foi referido, dependente do espaçamento entre dois varões consecutivos.

Porém, para além das especificidades inerentes ao cumprimento dos objetivos pretendidos a pormenorização final dos provetes a ensaiar teve também de ter em consideração aspetos de ordem meramente prática, como sejam a viabilidade de execução de cintas de reduzidas dimensões e a definição de dimensões globais para os provetes que permitissem uma fácil execução e sem desvios consideráveis.

Inclui-se ainda o comprimento dos varões de aço a ensaiar necessário para garantir, numa das extremidades a correta amarração ao equipamento de ensaio e, na extremidade oposta, a colocação do sistema de medição.

Assim, apresentam-se nas figuras seguintes os detalhes, em termos de geometria, relativos aos dois tipos de provetes dimensionados. Para cada um dos provetes foi feita uma representação esquemática global com identificação dos três cortes, que melhor permitem caracterizar os provetes.

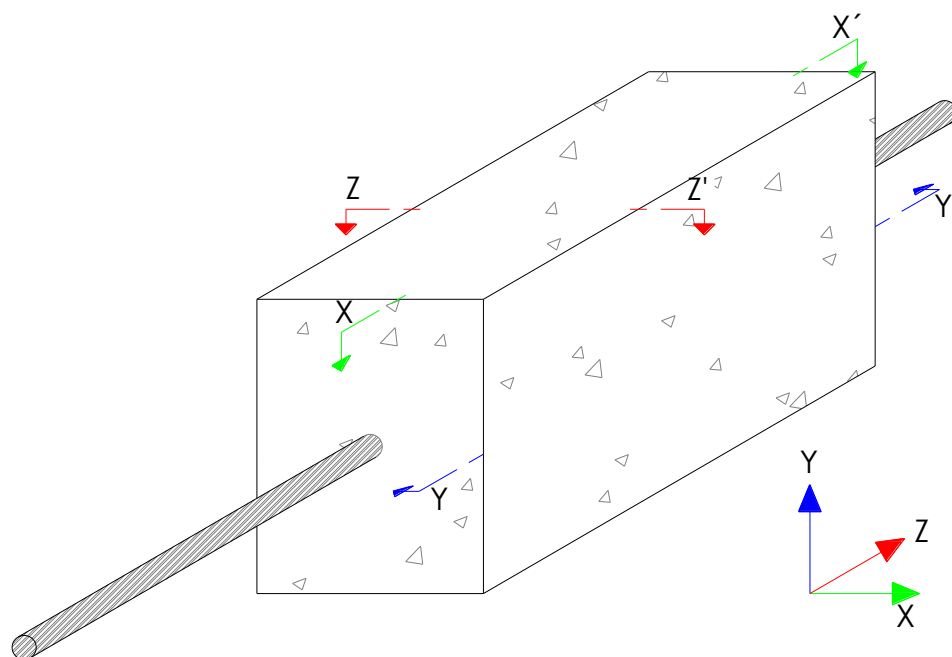


Figura 4.5 – Provetes com varões de 16 mm: identificação dos cortes.

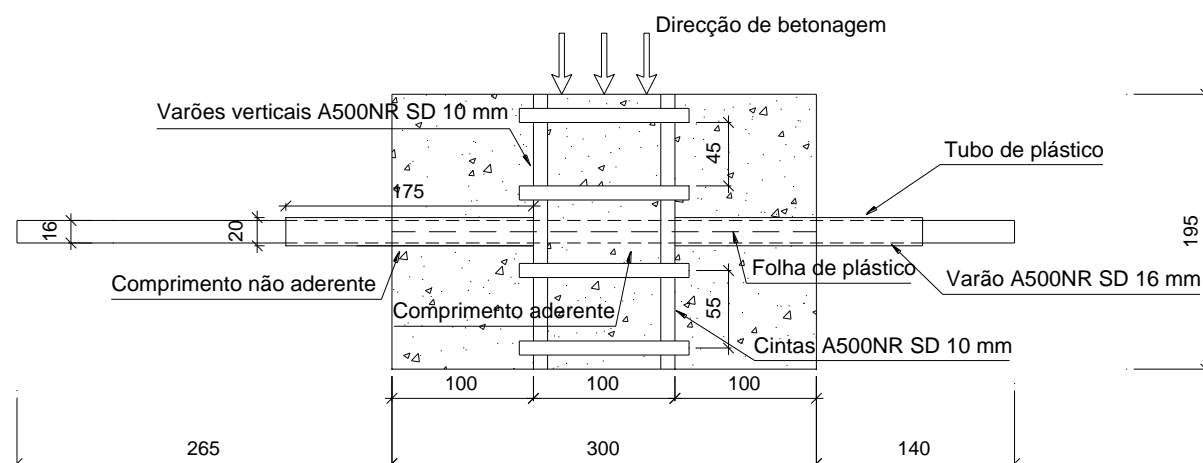


Figura 4.6 – Características gerais dos provetes com varões de 16 mm: corte X-X'.

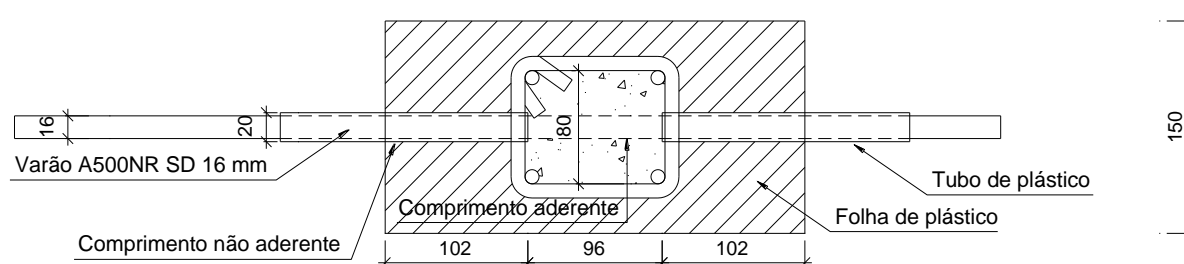


Figura 4.7 – Características gerais dos provetes com varões de 16 mm: corte Y-Y'.

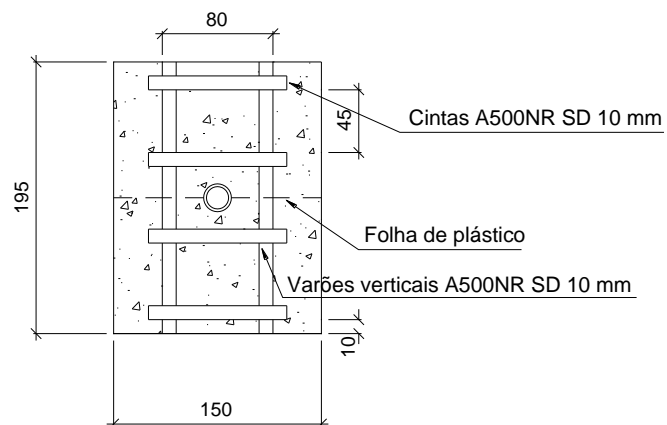


Figura 4.8 – Características gerais dos provetes com varões de 16 mm: corte Z-Z'.

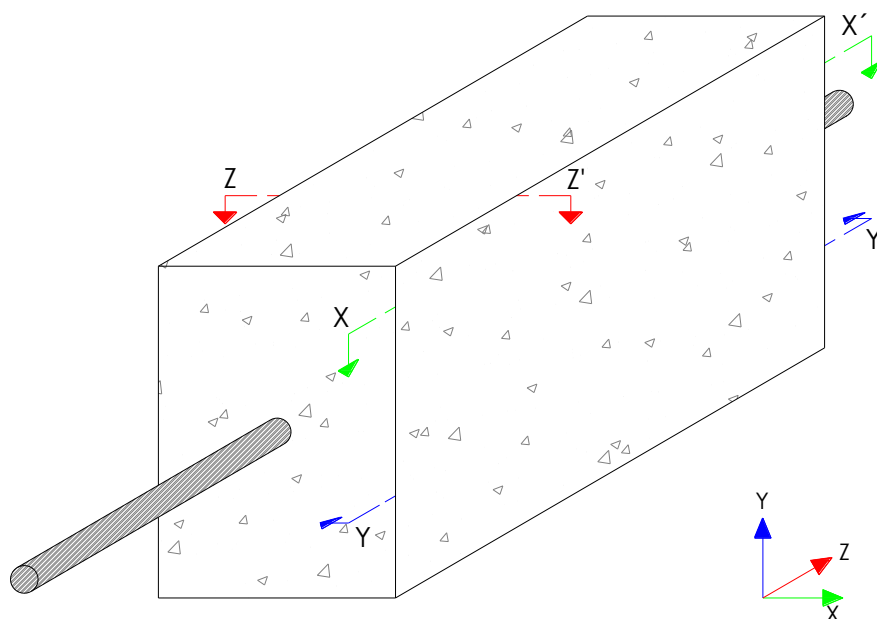


Figura 4.9 – Provetes com varões de 25 mm: identificação dos cortes.

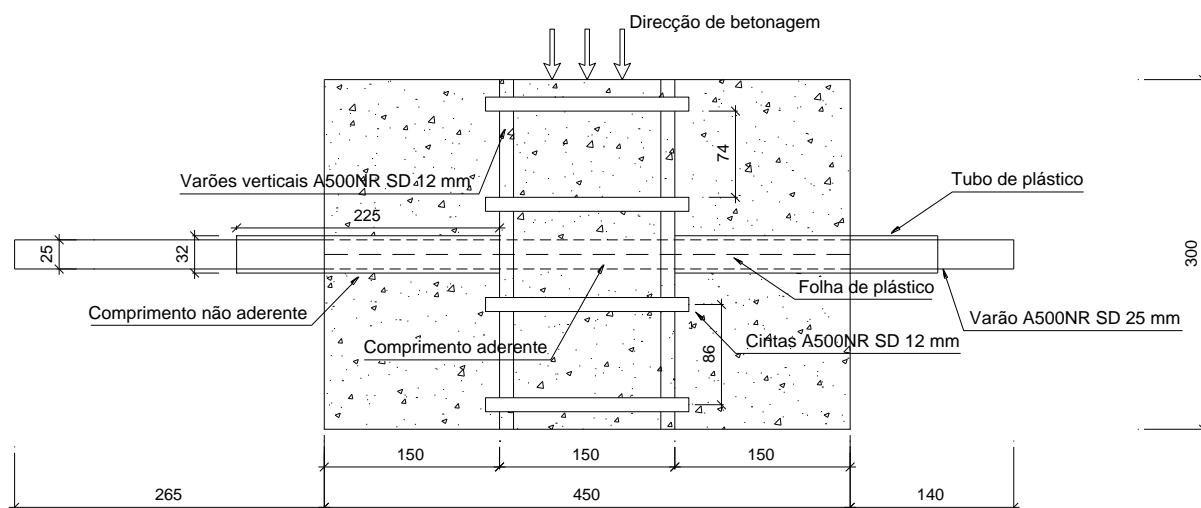


Figura 4.10 – Características gerais dos provetes com varões de 25 mm: corte X-X'.

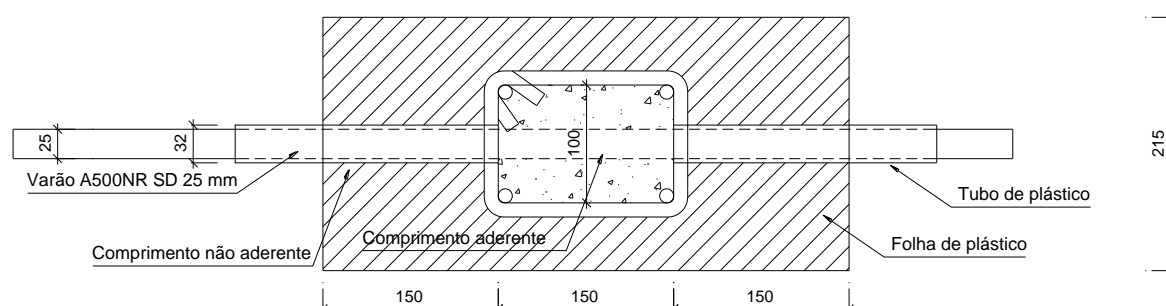


Figura 4.11 – Características gerais dos provetes com varões de 25 mm: corte Y-Y'.

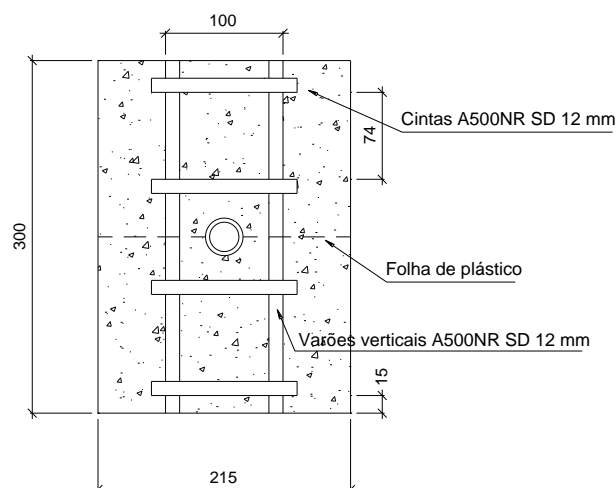


Figura 4.12 – Características gerais dos provetes com varões de 25 mm: corte Z-Z'.

4.5 - Materiais utilizados

4.5.1 - Betões

Ao nível dos betões pretendia-se usar duas classes representativas dos betões usualmente utilizados nas construções em Portugal. Para tal, solicitou-se ao Núcleo de Betões do LNEC informação relativa às classes de betões mais ensaiadas nos últimos anos. Em função dos dados disponíveis constatou-se que seria útil prever a execução de provetes com um betão da classe C30/37 e um outro de resistência mais elevada (C50/60), para se obter resultados representativos de dois tipos de construções distintos: edifícios de habitação comuns e pontes ou viadutos ou edifícios de maior relevância.

O estudo da composição dos betões foi efetuado pela empresa que se disponibilizou a assegurar o fornecimento do betão e apresenta-se no Anexo A.

4.5.2 - Armaduras

4.5.2.1 - Varões principais

Para responder aos requisitos previstos para este programa experimental solicitou-se a uma siderurgia com a produção certificada que selecionasse, a partir da sua produção normal, varões de aço de ductilidade especial do tipo A500NR SD nos diâmetros 16 mm e 25 mm com dois níveis diferentes níveis de área relativa das nervuras transversais: um o mais próximo possível dos valores de referência e um outro substancialmente acima. Pretendia-se assim obter, para cada um dos diâmetros, dois lotes distintos: o lote A com menor área relativa das nervuras transversais e o lote B com maior área relativa das nervuras transversais.

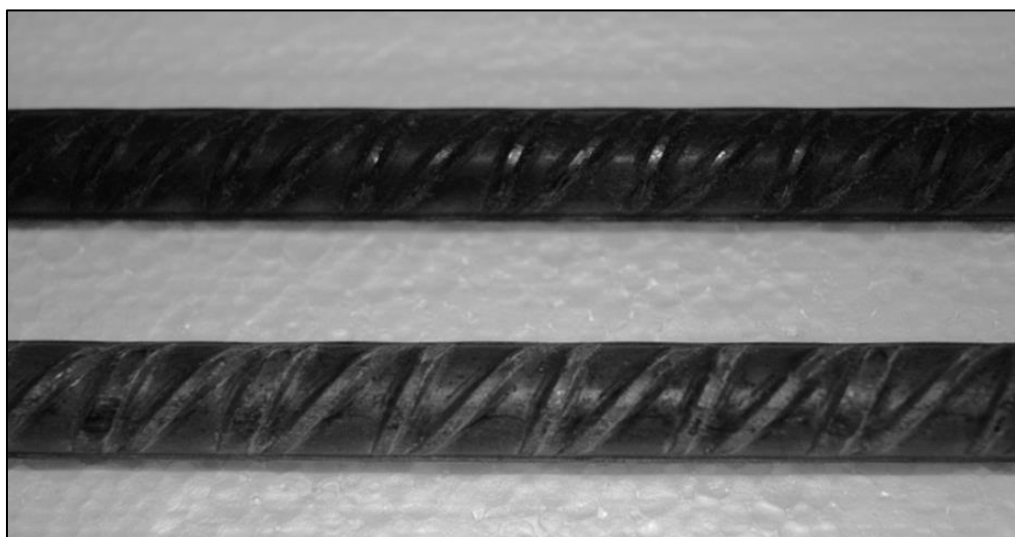


Figura 4.13 – Varões de aço de 16 mm do tipo A500NR SD.



Figura 4.14 – Varões de aço de 25 mm do tipo A500NR SD.

Por outro lado, como era imperativo que fosse possível obter a entrada em cedência das armaduras em comprimentos aderentes relativamente curtos, mantendo o mesmo perfil nervurados dos varões, equacionou-se a redução da sua resistência para valores de tensão de cedência entre os 300 e os 400 MPa, em face da estimativa citada no ponto 4.4.

Os varões são atualmente produzidos recorrendo ao processo *Tempcore*, que consiste em submeter o varão de aço, imediatamente após a laminagem e ainda ao rubro, a um tratamento térmico superficial através de água de caudal regulável. Este processo pode ser dividido em três fases sucessivas: a primeira, logo após deixar a última caixa de laminagem, consiste num arrefecimento brusco do varão de aço através do sistema de refrigeração a água, que origina um endurecimento da sua camada superficial, encontrando-se o núcleo ainda incandescente, conferindo um tom cinzento ao varão. Como resultado deste processo, designado por têmpera, obtém-se uma camada superficial constituída por martensite. Esta primeira fase termina assim que se atinge uma determinada espessura de martensite e, em seguida, o varão volta novamente ao rubro, uma vez que o gradiente de temperatura existente entre a camada superficial e o núcleo faz com que o calor presente no núcleo flua até à camada superficial, sendo que o aumento de temperatura ainda é suficiente para a levar novamente ao rubro. É exatamente esta fase que deu origem ao nome do processo, revenido (*temper*) pelo calor do núcleo (*core*). A terceira, e última fase, ocorre quando o varão de aço arrefece lentamente à temperatura ambiente, sendo aí que o núcleo austenítico se transforma em perlite e ferrite. Este procedimento permite não só ganhos de resistência elevados, como permite também que os varões apresentem boas características de ductilidade.

Comparativamente com a laminagem simples a quente, os varões obtidos pelo processo *Tempcore* apresentam-se com baixos teores de carbono, sendo portanto soldáveis, e ainda sem elementos de liga, o que os torna mais económicos.

A tensão de cedência dos varões obtidos com este processo é função da espessura da camada superficial de martensite revenida, sendo esta controlada pela temperatura de revenido. Para aços com teores de carbono entre 0,16 e 0,29%, a tensão de cedência depende apenas da temperatura de revenido, diminuindo à medida que esta temperatura aumenta. Relativamente à tensão de rotura, embora esta varie igualmente com a temperatura de revenido, o seu valor depende também da composição química do aço, aumenta, por exemplo, com o aumento do teor em carbono [54].

Dado que a camada superficial é a mais resistente em consequência do processo produtivo exposto, solicitou-se o reaquecimento dos varões após a sua produção, o que conduziu a uma destruição da sua camada superficial. Assim, obtiveram-se os lotes com a designação AT e BT a partir dos lotes A e B, adicionando T (de tratamento térmico) aos lotes iniciais. Este processo foi controlado pela equipa do laboratório de controlo de qualidade da siderurgia que se disponibilizou a fornecer o material para este estudo.

Numa primeira fase, foram colocados varões dos dois diâmetros em causa a diferentes temperaturas e durante diferentes períodos de tempo, sendo de seguida realizados ensaios de avaliação da resistência tração, com vista a estabelecer quais as condições necessárias para se obter o nível de tensão de cedência pretendido. Concluiu-se então que era necessária uma temperatura da ordem dos 950°C durante um período entre 7 e 10 minutos conforme o diâmetro.

Em face das dimensões dos varões que era necessário sujeitar a tratamento térmico, considerou-se oportuno recorrer à utilização do forno de aquecimento dos biletos, após ligeiro arrefecimento do mesmo, tendo-se recorrido à utilização de uma caixa metálica para colocação dos varões no forno, uma vez que as muflas existentes no laboratório da fábrica apenas permitiam a colocação de um pequeno número de provetes de reduzidas dimensões (até 40 cm).

Os resultados obtidos pela fábrica para ambos os diâmetros nas condições acima descritas apresentam-se no quadro seguinte.

Quadro 4.4 – Resultados dos ensaios de tração realizados para controlo da redução de tensões.

Diâmetro (mm)	R _e (MPa)	R _m (MPa)
16	341	496
25	345	487

4.5.2.2 - Armadura de confinamento

Tal como já foi apresentado no ponto 4.4, a armadura de confinamento é constituída por quatro varões que atravessam a zona aderente do varão e foi executada com varões do tipo A500NR SD de 10 mm e 12 mm de diâmetro, respetivamente para os provetes com varões de 16 e 25 mm.



Figura 4.15 – Aspeto final da armadura de confinamento.

Estes quatro varões foram soldados em todos os pontos de contato a quatro cintas igualmente espaçadas entre si, constituídas por varões do mesmo diâmetro dos varões verticais e do mesmo tipo de aço, assegurando-se assim o seu devido posicionamento e a sua amarração ao betão.

Salienta-se aqui que, no caso dos provetes de menores dimensões, a armadura de confinamento poderia ter sido executada em varões de 8 mm e ainda assim cumprir a relação prevista pela expressão 4.2. Porém, optou-se por varões de 10 mm na medida em que estes seriam menos suscetíveis às operações de soldadura anteriormente citadas.

4.6 - Preparação, montagem e execução dos provetes

4.6.1 - Provetes exploratórios

Com o objetivo de aferir se era possível executar adequadamente os provetes pretendidos e realizar os ensaios necessários ao cumprimento dos objetivos propostos, procedeu-se à preparação de quatro provetes exploratórios, dois para simular a execução dos provetes com varões de 16 mm e outros dois para os provetes de 25 mm.

A preparação destes provetes visou sobretudo assegurar a preparação adequada dos provetes do programa experimental global e avaliar a eficácia do sistema de ensaio inicialmente previsto.

Assim, foi possível verificar qual a melhor forma de se garantir facilidade de montagem dos provetes, aferir qual a metodologia mais eficaz para travar a armadura de confinamento e isolar a zona aderente, assegurando o seu posicionamento durante as operações de transporte e betonagem dos provetes, treinar a equipa executante e ter uma estimativa do tempo necessário para a betonagem de cada provete. Estes provetes apoiaram também a definição das características do betão, em particular em termos da máxima dimensão do agregado, consistência mais apropriada para a execução no tempo previsto e ainda a forma de vibração do betão mais adequada para cada tipo de provete, dadas as especificidades inerentes à necessidade de colocação de uma membrana plástica a meia altura de cada provete.

A execução prévia destes quatro provetes permitiu também constatar que era necessário idealizar, desenhar e solicitar a execução de dois conjuntos de acessórios (um para cada tipo de provete) indispensáveis para garantir o posicionamento de cada uma das quatro cintas (Figura 4.16) e assegurar uma fácil montagem da armadura transversal, através de soldadura em todos os pontos de contacto entre os varões verticais e as cintas.

Ao nível da execução dos ensaios propriamente ditos, os ensaios preliminares permitiram ajustar todo o procedimento inerente à montagem dos transdutores de deslocamento e colocação dos provetes no equipamento de ensaio, definindo a forma mais adequada de minimizar possíveis

excentricidades associadas a uma eventual deficiente colocação dos provetes ou ao deficiente ajuste do acessório. Para tal, foi garantido o nivelamento da chapa superior do acessório em duas direções distintas em todos os provetes (ver Figura 4.17), assim como o paralelismo entre o varão a ensaiar e o sistema de amarração.



Figura 4.16 – Acessórios para montagem e execução das operações de soldadura da armadura de confinamento.



Figura 4.17 – Nivelamento da chapa superior do acessório de ensaio numa das direções.

Os primeiros resultados obtidos, que se apresentam nas figuras seguintes, asseguraram que a metodologia prevista para a definição da zona aderente, recorrendo à colocação de fita adesiva entre o varão e o tubo de plástico, destinada a isolar a zona aderente e evitar a entrada de calda de cimento para a zona que se pretendia como não aderente, não tinha interferência nos resultados obtidos na relação tensão de aderência-deslizamento, quer em regime monotónico quer em regime cíclico.

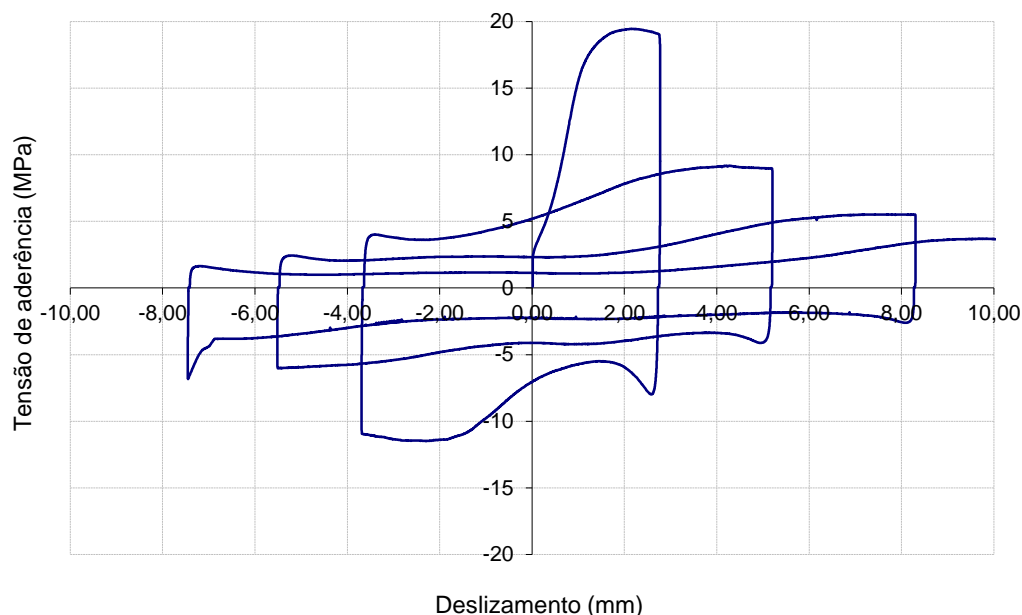


Figura 4.18 – Resultados obtidos no provete exploratório EXP_16_0.

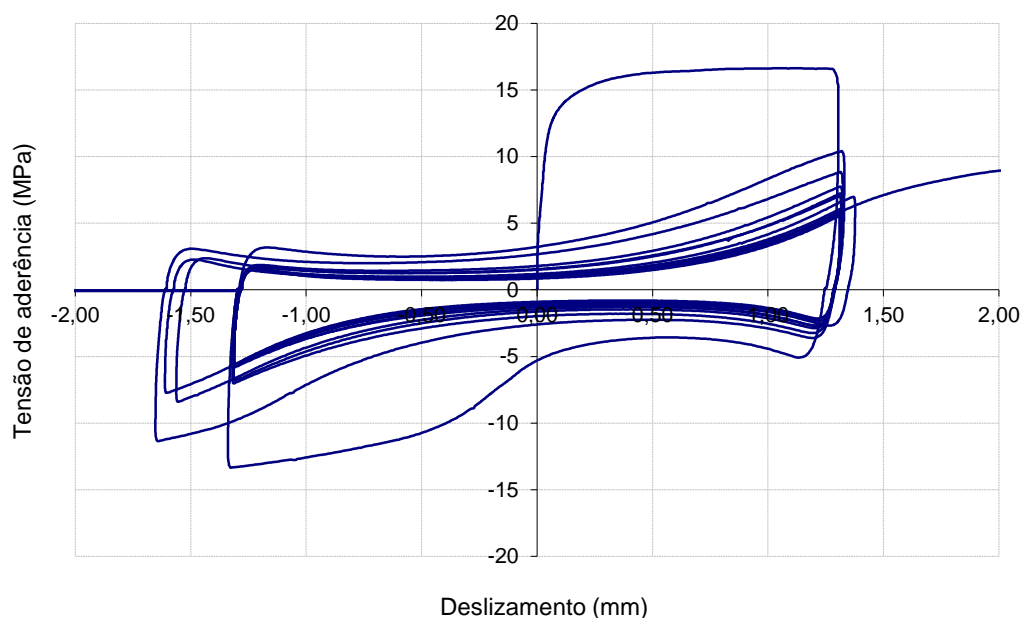


Figura 4.19 – Resultados obtidos no provete exploratório EXP_25_1.

Por outro lado, foi também possível constatar as dificuldades inerentes à imposição de um determinado deslizamento através do controlo manual do equipamento de ensaio, em função do resultado médio obtido a partir das leituras dos dois transdutores de deslocamento, o que conduziu à necessidade de estipular uma forma eficaz de controlar o número de ciclos imposto.

Assim, elaborou-se uma folha de registo do número de ciclos imposto na qual se passou a registar, para cada ensaio, todas as ações de carga e descarga imposta ao provete, até ser atingido o número de ciclos estipulado, uma vez que o controlo do número de ciclos imposto através do registo gráfico só é possível durante os primeiros ciclos.

4.6.2 - Montagem e execução dos provetes

Em função das dimensões da sala disponível para realizar a betonagem e do tempo estimado para a correta execução de cada um dos provetes, considerou-se imprescindível dividir as operações de betonagem em quatro séries, duas para cada classe de betão.

Para garantir uma fácil identificação dos provetes optou-se por diferenciar cada uma das séries por cores. Assim, em cada varão principal, para além de haver a identificação do número do provete e do lote da armadura nos dois topos, foi colocada uma fita com a cor correspondente à série em que a betonagem se iria realizar.

A divisão dos provetes a betonar por cada uma das séries foi condicionada pela sequência de fornecimento dos varões por parte da siderurgia, tendo sido necessário efetuar ligeiros ajustes ao plano inicialmente previsto no Anexo B, a fim de não comprometer o desenrolar dos trabalhos.

A montagem dos provetes decorreu na sala de apoio à sala de ensaios do Núcleo de Comportamento de Estruturas (NCE) do LNEC entre maio e julho de 2011 e as operações de betonagem dos provetes foram realizadas na sala de ensaios do Núcleo de Betões do Departamento de Materiais do LNEC.

Quadro 4.5 – Identificação dos provetes betonados em cada série.

	Série 1		Série 2		Série 3		Série 4	
Betão	C1		C2		C1		C2	
Varões	16 mm	25 mm	16 mm	25 mm	16 mm	25 mm	16 mm	25 mm
	Lote A	Lote A	Lote A	Lote A	Lote B	Lote AT	Lote B	Lote AT
	16 mm	25 mm	16 mm	25 mm	16 mm	25 mm	16 mm	25 mm
	Lote AT	Lote B	Lote AT	Lote B	Lote BT	Lote BT	Lote BT	Lote BT
Cor	Verde		Azul		Amarelo		Laranja	

Antes da betonagem propriamente dita, as operações realizadas consistiram essencialmente em identificar todos os varões a usar, definir a zona aderente, proceder à colocação dos tubos de plástico, colocar e ajustar a armadura de confinamento no interior dos moldes previamente preparados para o efeito.

O comprimento correspondente à zona aderente de cada um dos varões usados foi cuidadosamente marcado sempre pelo mesmo operador e limpo para retirar vestígios de gordura e assim evitar a dispersão de resultados devido a estes aspetos. Houve também a preocupação de manter todos os varões com a nervura longitudinal perfeitamente perpendicular às faces da cofragem, para evitar rotações do provete aquando do fecho das garras do equipamento de ensaio.

Considerando que o varão a ensaiar se encontra a meia altura do provete e que a betonagem decorreu com o varão na horizontal e que estava prevista a colocação de uma membrana plástica, usou-se como referência a nervura longitudinal de cada um dos varões.

A particularidade da colocação da membrana obrigou a que os equipamentos usados para a vibração do betão nos provetes de 25 mm fossem marcados, para evitar que inadvertidamente atingissem a camada inicialmente betonada, a fim de garantir o posicionamento da membrana plástica. Relativamente aos provetes de 16 mm, a vibração do betão foi feita por recurso a uma mesa vibratória, em face das reduzidas dimensões dos provetes.

As figuras 4.20 a 4.22 ilustram o procedimento adotado antes e durante a betonagem de cada um dos provetes:

- Colocação da armadura de confinamento e varão principal com zona aderente previamente delimitada em todos os provetes de cada série;
- Verificação do posicionamento das armaduras de todos os provetes;
- Ajuste de todas as membranas que delimitam a zona de influência do varão a ensaiar;
- Betonagem e vibração da primeira camada de betão e colocação da membrana plástica;
- Colocação cuidada da segunda camada de betão e vibração.

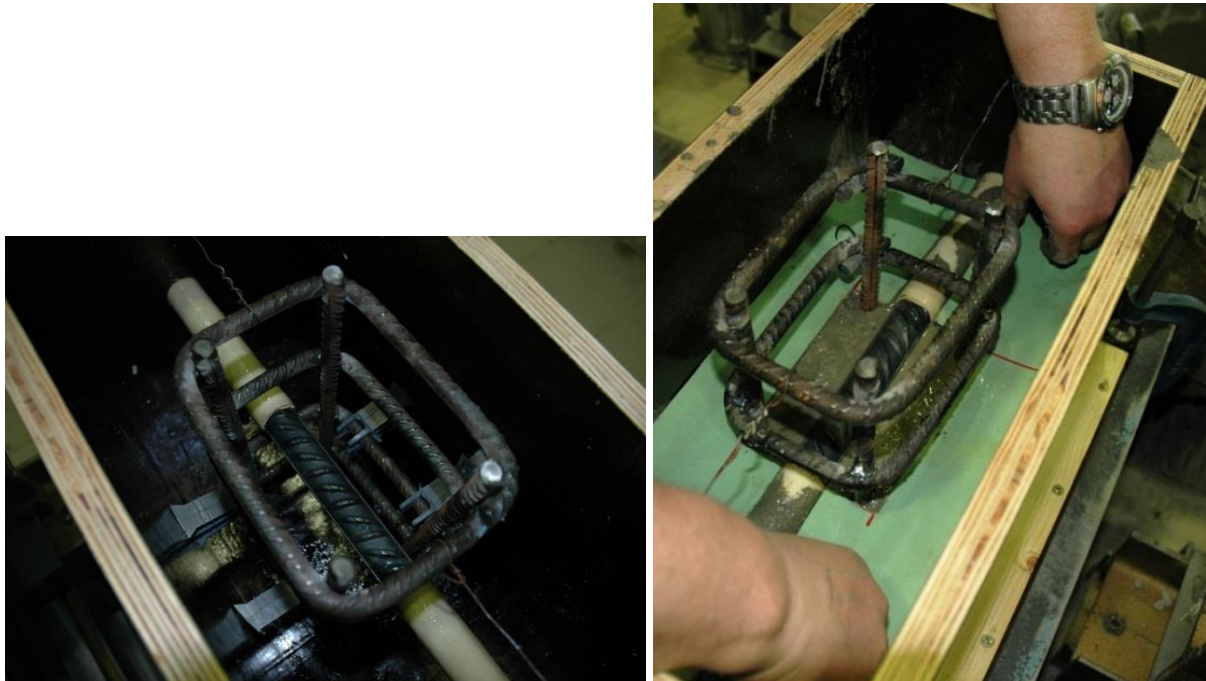


Figura 4.20 – Aspeto final do varão principal e da armadura de confinamento no interior do molde e posicionamento da membrana, após betonagem da primeira camada de betão.



Figura 4.21 – Colocação do betão correspondente à segunda camada e vibração conjunta, de dois provetes de 16 mm, na mesa vibratória.

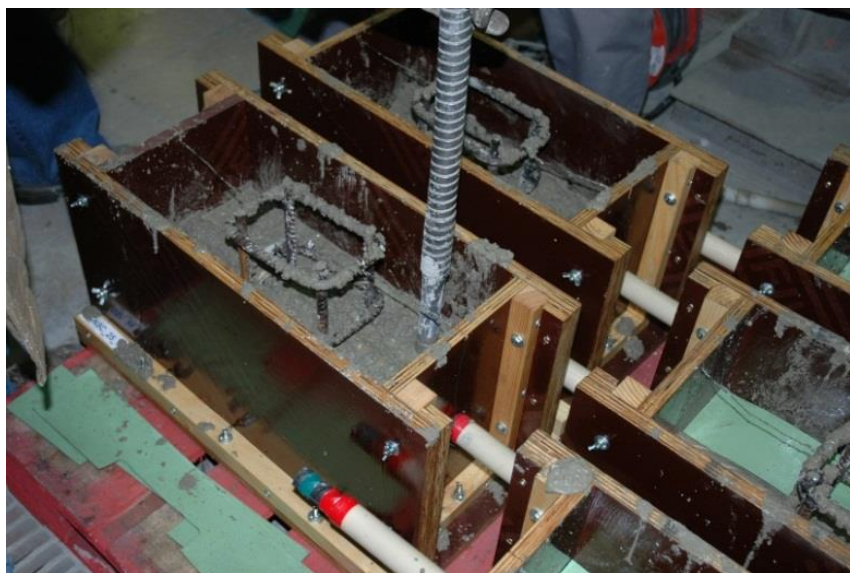


Figura 4.22 – Vibração dos provetes de 25 mm.

Os provetes permaneceram no local da betonagem com cura húmida durante aproximadamente 2 a 3 dias. Após a conclusão da betonagem dos provetes, foram tomadas precauções especiais no seu manuseamento, para evitar a ocorrência de pancadas que inadvertidamente poderiam danificar a ligação aço-betão na zona aderente.

Foram depois transportados para a sala de apoio à sala de ensaios do NCE onde se procedeu à desmoldagem dos mesmos. Concluída a desmoldagem, todos os provetes e respetivos cubos para ensaios de compressão na data de ensaio dos provetes de arrancamento, voltaram a estar com cura húmida até aos 28 dias, na sala de ensaios do NCE.

4.7 - Sistema de ensaio

O sistema de ensaio utilizado é constituído por uma máquina hidráulica servo-controlada com 1000kN de capacidade máxima, um acessório para instalação dos provetes e um sistema de medição constituído por dois transdutores de deslocamento e uma unidade de aquisição automática de dados.



Figura 4.23 – Aspeto geral do sistema de ensaio.

4.7.1 - Máquina hidráulica servo-controlada

A máquina hidráulica servo-controlada Schenck (LPM EQ 02) permite a aplicação de forças de tração e compressão, tem uma capacidade de 1000kN em regime estático e de 800kN em regime dinâmico. O curso do êmbolo é de ± 125 mm e a distância máxima entre garras é de 1500 mm.

Em face da última calibração realizada pelo Laboratório de Metrologia de Forças, este equipamento é da classe 0,5 de acordo com a norma EN ISO 7500-1 [82] e o valor máximo da incerteza expandida em cada intervalo de medição é de 0,28% da força medida, para os níveis de força envolvidos nos ensaios deste estudo.

Classificação dos patamares de força lidos no aparelho indicador da máquina de ensaio

(Classification of the force scale ranges related with the indicator device)

Força na máquina (Force scale ranges)	Erro de exactidão (Accuracy error)	Erro de repet. (Repeat. error)	Resolução relativa (Relative resolution)	Erro do zero (Zero error)	Erro de rever. (Revers. error)	Erro de exactidão Série compl. (Accuracy error complem.)	Classe de cada patamar (Step class)	Incerteza do patamar (Step Uncertainty)	Incerteza da gama de medição (Step range measurement uncertainty)
kN	q	b	a	f ₀	u	q _c	patamar	U _{resv} (%)	U _{resv} (%)
50	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,28	± 0,28
100	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,26	± 0,27
200	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,26	± 0,27
300	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,24	± 0,27
400	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,24	± 0,27
500	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,25	± 0,27
600	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,26	± 0,27
700	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,25	± 0,27
800	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,25	± 0,27
990	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	Classe 0,5	-	-	Classe 0,5	± 0,27	± 0,27

Figura 4.24 – Detalhe do boletim n.º 08/12 referente à calibração do equipamento LPM EQ 02.

4.7.2 - Acessório para instalação dos provetes

A realização dos ensaios no equipamento descrito no ponto anterior exigiu que se recorresse à utilização de um acessório aparafusado ao cabeçote inferior do equipamento de ensaio.

Desta forma, e para cumprir o objetivo principal do trabalho, o acessório tem que assegurar a transferência da força imposta pelo cabeçote superior ao provete a ensaiar, durante a realização de ensaios em regime monotónico com arranque em tração. Da mesma maneira, o acessório tem que permitir que o cabeçote inferior do equipamento de ensaio funcione como elemento de reação aos esforços de compressão durante os ensaios em regime cíclico, garantindo assim que é possível que o varão de cada um dos provetes a ensaiar possa ser tracionado e comprimido de forma alternada.

Portanto, este acessório foi dimensionado para que permanecesse aproximadamente indeformável até 500 kN. Para tal, foram usados nas colunas varões roscados em aço de elevado limite elástico, designado por *42 Cr Mo 4*, e nas chapas aço *C 45 E Pb* (Quadro 4.6).

Tal como é possível verificar pela figura seguinte, o acessório é composto por duas chapas de elevada rigidez, sendo a inferior aparafusada ao cabeçote fixo do equipamento de ensaio. Para garantir que o acessório seria adaptável a ambas as dimensões de provetes, foram concebidas quatro colunas que podem ser prolongadas através de uma ligação roscada. O ajuste da chapa superior é feito por recurso a uma ligação roscada com uma porca na face inferior da chapa superior e um parafuso colocado na face superior. Este sistema tem uma folga da ordem de 10 mm que facilita a colocação e o ajuste do sistema aos provetes a ensaiar.

Quadro 4.6 – Características dos aços usados na execução do acessório para instalação dos provetes.

Designação do aço	Características mecânicas				Composição Química				
	Dureza	A	R _{p0,2}	R _m	C	Si	Mn	Cr	Mo
	(HB máx.)	(%)	(MPa)	(MPa)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
C 45 E Pb	207	≥ 4	≥ 330	≥ 590	0,45	≤ 0,40	0,65	-	-
42 Cr Mo 4	225/380	≥ 10	≥ 510	≥ 770	0,42	≤ 0,40	0,75	1,00	0,20

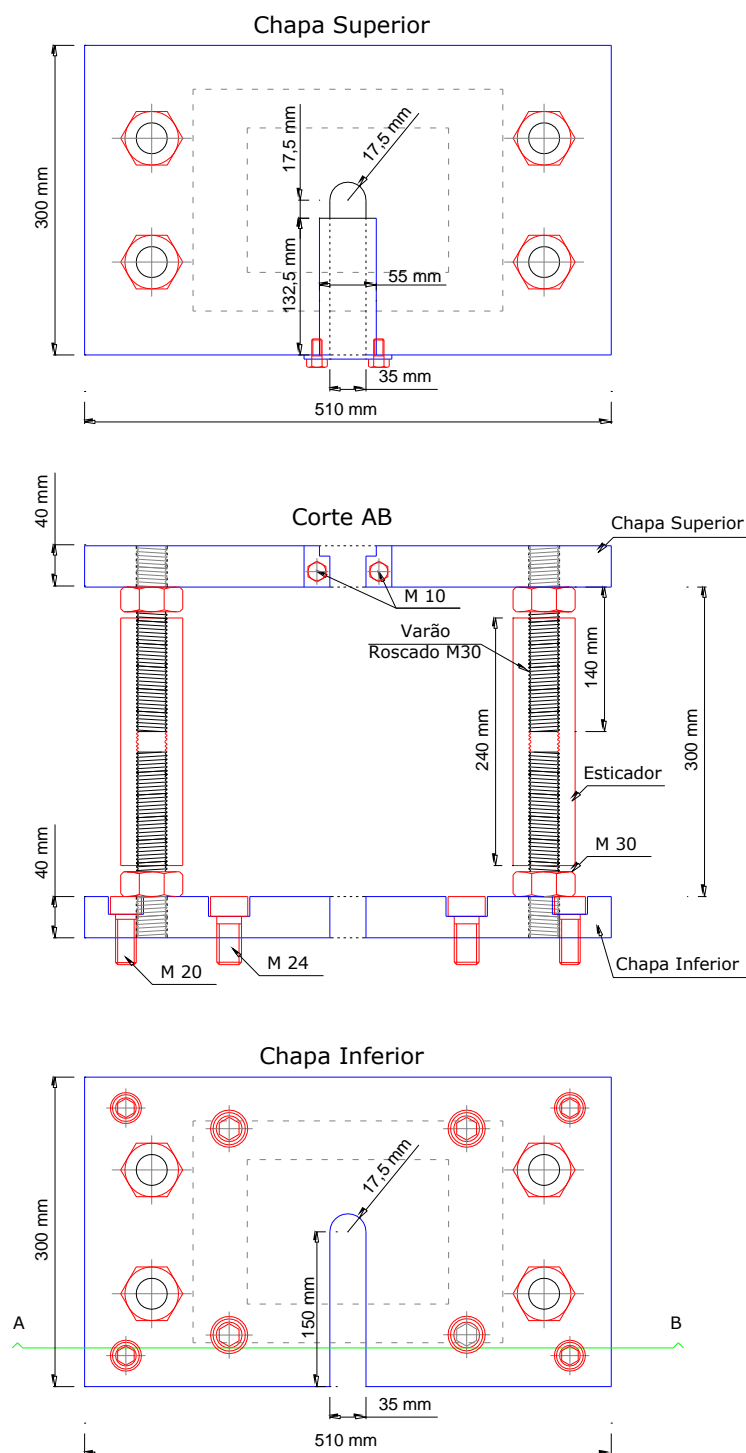


Figura 4.25 – Esquema do acessório de ensaio.

Para evitar possíveis excentricidades, que poderiam conduzir ao início inadequado do ensaio e assim comprometer os resultados obtidos, as dimensões da base dos dois tipos de provetes foram marcadas na chapa inferior do acessório de ensaio. Esta marcação facilitou também a colocação da camada superior e inferior de membrana plástica de 5 mm de espessura, usada para regularizar a superfície e minimizar possíveis efeitos de extremidade.

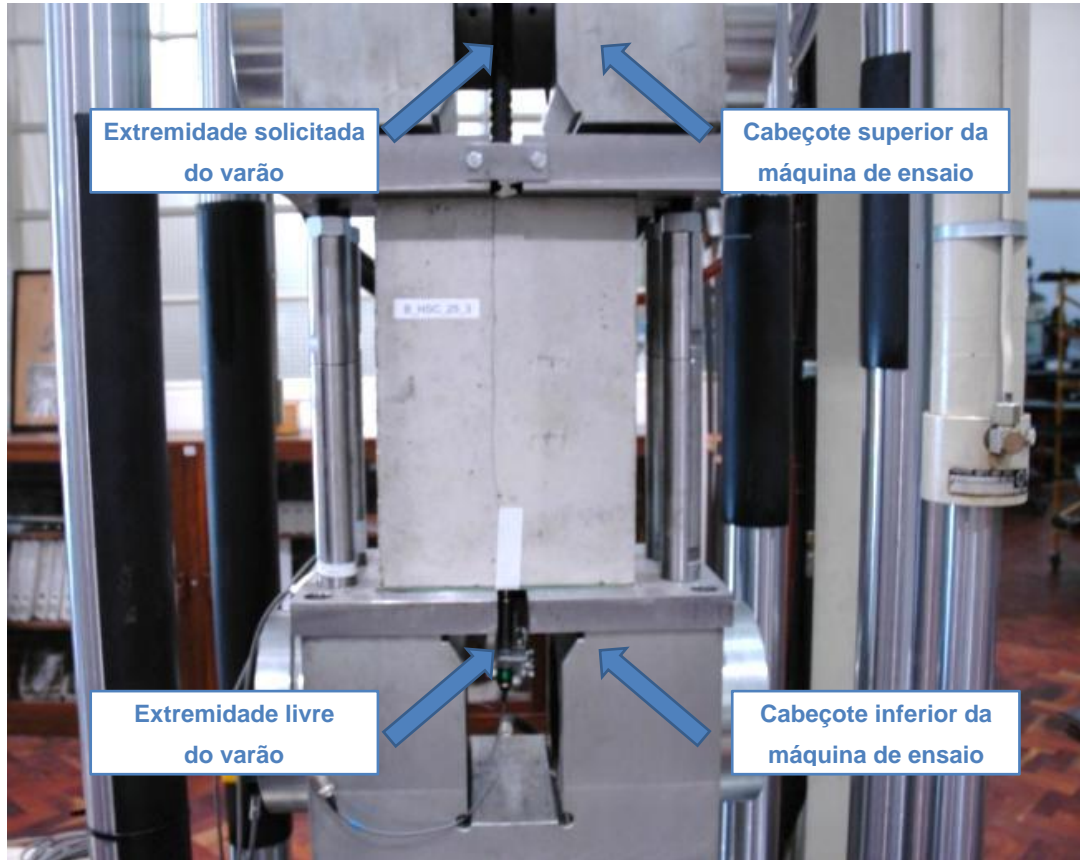


Figura 4.26 – Acessório com provete instalado.

4.7.3 - Sistema de medição

Os deslocamentos relativos entre a extremidade livre do varão e a face de betão foram medidos recorrendo à utilização de dois transdutores de deslocamento (CDP-25 da TML). Este equipamento mostrou-se muito fácil de operar e de instalar. De acordo com as indicações do fabricante, este tipo de transdutores é adequado para medições estáticas e dinâmicas. A sua utilização permitiu constatar que o seu desempenho é bastante estável.

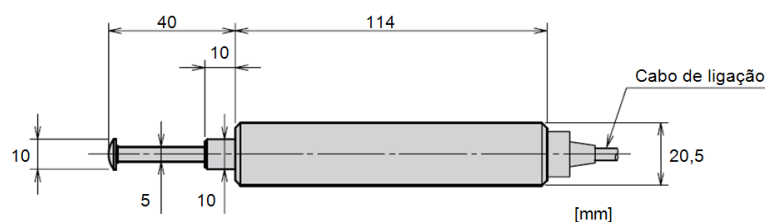


Figura 4.27 – Aspeto geral e dimensões dos transdutores de deslocamento.

No quadro seguinte incluem-se as principais características dos transdutores de deslocamento, sendo que as mais relevantes são o alcance e a excitação do sinal, para garantir a correta programação do sistema de aquisição automática de dados.

Quadro 4.7 – Resumo das principais características dos medidores.

Alcance	Excitação de sinal	Capacidade de medição ($\times 10^{-6}$ strain/mm)	Histerese	Temperatura de trabalho
25 mm	6,25mV/V (12500×10^{-6} strain) $\pm 0,1\%$	500	0,1% RO	-10 ~ +60°C (sem condensação)

A instalação dos transdutores de deslocamento foi feita através de suportes (um para cada diâmetro a ensaiar), executados em vidro acrílico, que através de um sistema de ajuste por parafusos ficam solidários ao varão a ensaiar, conforme se pode ver na figura seguinte.

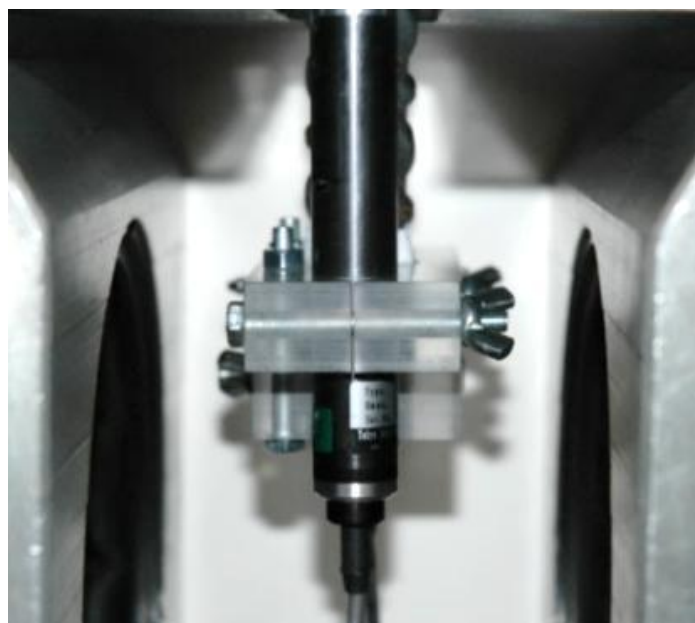


Figura 4.28 – Sistema de suporte dos transdutores de deslocamento.

A aquisição de dados foi feita com uma unidade multicanal de aquisição automática de dados (*Spider 8*) comandada pelo *software* Catman, tendo-se optado por uma frequência de aquisição de 0,5Hz uma vez que, após diversas tentativas com frequências superiores, esta revelou ser adequada para caracterizar o fenómeno e simultaneamente não exceder o limite de leituras do sistema, dada a duração prevista para os ensaios.

Em face dos diferentes tipos de ensaios a realizar, optou-se por não considerar a calibração enviada pelo fabricante que remonta a 2008, tendo-se procedido à calibração de cada um dos transdutores de deslocamento por recurso a uma cabeça micrométrica.

Assim, para a utilização nos ensaios em regime monotónico foram feitas 5 leituras entre 0 e 25 mm (Quadro 4.8). No caso da utilização para os ensaios cíclicos, foram realizadas 13 leituras

sendo que uma se refere a metade do alcance dos transdutores de deslocamento uma vez que esta é a posição inicial do medidor no início dos ensaios (Quadro 4.9).

Quadro 4.8 – Curva de calibração para ensaios monotônicos.

CDP 8808		CDP 8811	
Deslocamento imposto mm	Excitação de sinal mV/V	Deslocamento imposto mm	Excitação de sinal mV/V
25	-6,233	25	-6,214
20	-4,988	20	-4,966
15	-3,740	15	-3,719
10	-2,493	10	-2,470
5	-1,246	5	-1,222
0	0,000	0	0,000

Quadro 4.9 – Curva de calibração para ensaios cíclicos.

CDP 8808		CDP 8811	
Deslocamento imposto mm	Excitação de sinal mV/V	Deslocamento imposto mm	Excitação de sinal mV/V
12,5	-3,110	12,5	-3,090
10	-2,490	10	-2,496
5	-1,247	5	-1,251
4	-0,998	4	-1,001
2	-0,500	2	-0,502
1	-0,251	1	-0,251
0	0,000	0	0,000
-1	0,250	-1	0,250
-2	0,500	-2	0,501
-4	0,999	-4	1,000
-5	1,249	-5	1,250
-10	2,500	-10	2,500
-12,5	3,123	-12,5	3,124

4.8 - Descrição dos ensaios a realizar

O programa experimental proposto e que se descreve neste ponto, inclui os ensaios para avaliação das propriedades dos materiais envolvidos e os ensaios específicos para caracterização da aderência.

4.8.1 - Ensaio de caracterização geral dos materiais envolvidos

4.8.1.1 - Betões

Em cada uma das quatro séries de betonagens previstas, para além dos 48 provetes para ensaios de arrancamento, foram moldados três cubos com dimensões 150×150×150 mm e também três vigas com 150×150×550 mm, para avaliar a resistência à compressão e à tração por flexão aos 28 dias, respetivamente.

Os cubos e as vigas foram executados no início, no meio e no fim das operações de betonagem e sujeitos à cura nas condições definidas pela NP EN 12390-2 [83], tendo permanecido nas instalações do Núcleo de Betões do LNEC, em câmara saturada até à data de ensaio.

Paralelamente, foi também moldado um cubo com 150×150×150 mm, para a avaliação da resistência à compressão na data de ensaio de cada conjunto de três provetes de arrancamento. Os provetes de arrancamento e os respetivos cubos permaneceram na sala de ensaios do NCE do LNEC nas mesmas condições de temperatura e humidade.

Assim, ficou inicialmente prevista a realização dos ensaios que constam do quadro seguinte.

Quadro 4.10 – Número de provetes por tipo de ensaio e por cada série.

Tipo de Ensaio	Série 1	Série 2	Série 3	Série 4
Tração por flexão aos 28 dias	3	3	3	3
Compressão aos 28 dias	3	3	3	3
Compressão na data do ensaio do provete de arrancamento	16	16	16	16

Em face das quantidades de material envolvido em cada uma das betonagens, o betão foi fornecido por uma empresa certificada para a conceção, fabrico e distribuição de betão pronto, que tem implementado um sistema de controlo da produção. Os registos relativos aos quatro fornecimentos encontram-se no Anexo A.

Em todas as operações de betonagem, para além da execução dos provetes acima referidos, procedeu-se também à medição da temperatura no betão e do abaixamento do cone de Abram's no início, no meio e no fim da betonagem de cada série, com vista a detetar eventuais problemas de segregação no betão e avaliar a viabilidade de execução da betonagem no tempo considerado como necessário.

4.8.1.2 - Armaduras

Em face dos objetivos do estudo considerou-se adequado efetuar a caracterização dos varões principais através da realização de ensaios de tração, medição de nervuras, ensaios de

dobragem-desdobragem, ensaios cíclicos alternados e ensaios de fadiga, com vista à obtenção de valores médios das características do material que permitam realizar uma modelação numérica do comportamento dos provetes de arrancamento o mais realista possível.

Relativamente aos varões sujeitos a tratamento térmico, foi realizado um número mais elevado de ensaios de tração, uma vez que este tipo de procedimento origina uma maior dispersão nas características mecânicas do material. Dado que o tratamento origina a redução das tensões de cedência e de rotura, nestes lotes optou-se por realizar os ensaios de fadiga nas condições previstas para os varões do tipo A400NR SD pela Especificação Técnica LNEC E455 [70].

A realização dos restantes ensaios foi feita de acordo com os requisitos da Especificação Técnica LNEC E460 [72] e o plano de amostragem estipulado encontra-se no quadro que se segue.

Relativamente aos varões da armadura de confinamento, realizaram-se apenas 3 ensaios de tração e 3 ensaios de medição de nervuras por cada diâmetro.

Quadro 4.11 – Número de provetes a ensaiar por cada diâmetro dos varões principais.

Tipo de Ensaio	Lote A	Lote B	Lote AT	Lote BT
Tração	3	3	6	6
Medição de nervuras	6	6	6	6
Dobragem- desdobragem	1	1	1	1
Cíclico alternado	1	1	1	1
Fadiga	1	1	1	1

4.8.2 - Ensaios específicos para caracterização da aderência

A realização de ensaios de caracterização da aderência tem, como já foi anteriormente referido, o objetivo de explorar o comportamento da aderência perante a imposição das variáveis consideradas neste trabalho e simultaneamente obter dados que permitam melhorar os modelos analíticos existentes.

Considerando que este estudo pretende simular os diferentes tipos de carregamento a que um varão de uma ligação entre elementos estruturais pode estar sujeito aquando da ocorrência de um sismo, foram realizados ensaios de referência (monotónicos) e também diversos tipos de ensaios cíclicos, que se passam a descrever nos pontos seguintes.

Para cada tipo de ensaio foram testados pelo menos três provetes semelhantes ou seja, com o mesmo lote de armadura (lote A ou B e diâmetro 16 mm ou 25 mm), do mesmo tipo de betão (C1 ou C2), para se tentar reduzir a dispersão de resultados típica deste tipo de ensaios.

Para identificação de cada um dos tipos de provetes, optou-se por uma designação do tipo *lote de aço_tipo de betão_diâmetro do varão_n.º do provete*, sendo que o número de provetes varia

de 1 a 12. Ou seja, por exemplo, o provete número 3 executado em betão da classe C30/37 (C1) com varões de 16 mm de maior área relativa das nervuras e sujeitos a tratamento térmico (BT) é designado por BT_C1_16_3.

4.8.2.1 - Em regime monotónico

A realização de ensaios de arrancamento em regime monotónico tem como principal objetivo obter valores de referência para posteriormente avaliar o efeito associado à imposição de uma ação cíclica e alternada. Considerando que a imposição de uma ação cíclica tem que ser feita por níveis de deslizamento imposto, os ensaios de arrancamento em regime monotónico foram realizados em controlo de deslocamento.

Sabendo-se que há estudos [22], [84],[85], [86], [87] que evidenciam que a uma maior velocidade de ensaio estão associados valores mais elevados da tensão de aderência, a escolha da velocidade a adotar deve permitir obter valores conservativos para a tensão de aderência e também permitir um fácil controlo do deslizamento imposto no caso dos ensaios cíclicos. Por outro lado, foi já referido, que Lowes [22] estimou que a velocidade de escorregamento das armaduras numa estrutura como uma ponte é de cerca de 4,8 mm/min. Um outro autor [84] refere que a ação de um sismo conduz a variações de extensões que variam no intervalo entre $10^{-3}/s$ até $10^{-1}/s$.

Tendo em conta a variabilidade da informação disponível, obteve-se primeiramente uma estimativa da velocidade de ensaio proposta pelo Anexo D da norma EN 10080 [3], para a realização de ensaios de arrancamento em regime monotónico, dada pela expressão 4.3.

$$v_p = 0,56 \times d^2 \text{ em N/s} \quad 4.3$$

Porém, como a velocidade se refere a ensaios controlados em força, foi feita a conversão em função do diâmetro a ensaiar e, dado que não se pretendia ter a velocidade como variável considerada neste estudo, adotou-se uma velocidade de ensaio independente do diâmetro e semelhante à anteriormente usada por *Eligehausen* [11] (1,7mm/min.), na medida em que se considera que representa um bom compromisso entre a velocidade adequada para um controlo eficaz dos ensaios cíclicos, sem ser demasiado elevada para conduzir a valores excessivamente conservativos da tensão de aderência máxima.

Assim, todos os ensaios monotónicos foram realizados com a mesma velocidade até ser atingido um deslizamento igual ou ligeiramente superior a 25 mm de forma a se obter a relação tensão de aderência-deslizamento em regime monotónico.

Os ensaios monotónicos foram inicialmente realizados nos provetes 1 a 3 de cada um dos 8 tipos de provetes tendo sido necessário usar ainda os provetes 10 a 12 dos tipos A_C1_25, B_C1_25 e B_C2_25 a fim de esclarecer dúvidas existentes nos resultados obtidos nos provetes

1 a 3 do mesmo tipo. No Anexo B apresenta-se um mapa que identifica os provetes utilizados para a realização dos ensaios monotónicos.

4.8.2.2 - Em regime cíclico

Tendo por base a velocidade de ensaio anteriormente referida, estipulou-se a realização de um conjunto de ensaios cíclicos para avaliar o efeito das diversas variáveis associadas à imposição da ação cíclica.

Tal como foi referido na secção 2.3.7, a ação sísmica caracteriza-se pela imposição de um reduzido número de ciclos quando comparado com a ação cíclica imposta, por exemplo, pelo tráfego. De acordo com o trabalho de *Eligehausen* [11] e na sequência do referido também no State of art Report da *fib* [1], a imposição de uma ação cíclica e alternada causa uma maior degradação da tensão de aderência até aos dez ciclos, número a partir do qual há uma tendência para a degradação da tensão de aderência estabilizar, como se pode verificar na figura seguinte.

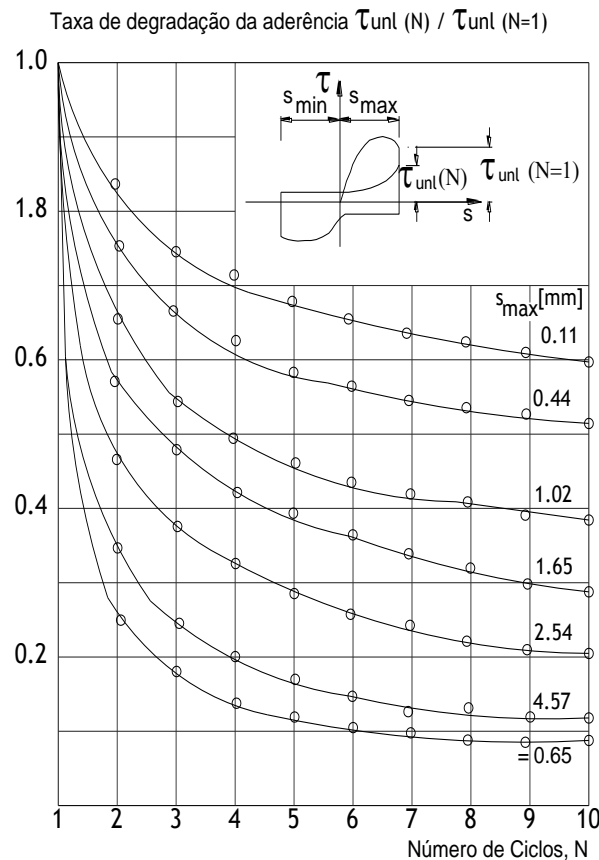


Figura 4.29 – Degradação da tensão de aderência em função do número de ciclos imposto [11].

No seguimento da avaliação das consequências do fenómeno da fadiga ao nível da aderência iniciado em 1991 por Balázs [88], o autor desenvolveu, em 1995 [89], um programa experimental com 80 ensaios de arrancamento sobre o comportamento da aderência sob ações cíclicas

alternadas e concluiu também que, quando os ensaios são executados em controlo de deslizamento, a imposição de valores de deslizamento alternado constantes reduz o nível da tensão de aderência, nos primeiros 100 ciclos, sendo a maior redução nos primeiros 10 ciclos, conforme é possível verificar pela Figura 4.30, à esquerda com o número de ciclos em escala normal e à direita com o número de ciclos em escala logarítmica.

Neste sentido, nos ensaios previstos neste estudo adotou-se a imposição de dez ciclos de deslizamento, com vista a obter os parâmetros relevantes para a definição da relação tensão de aderência-deslizamento.

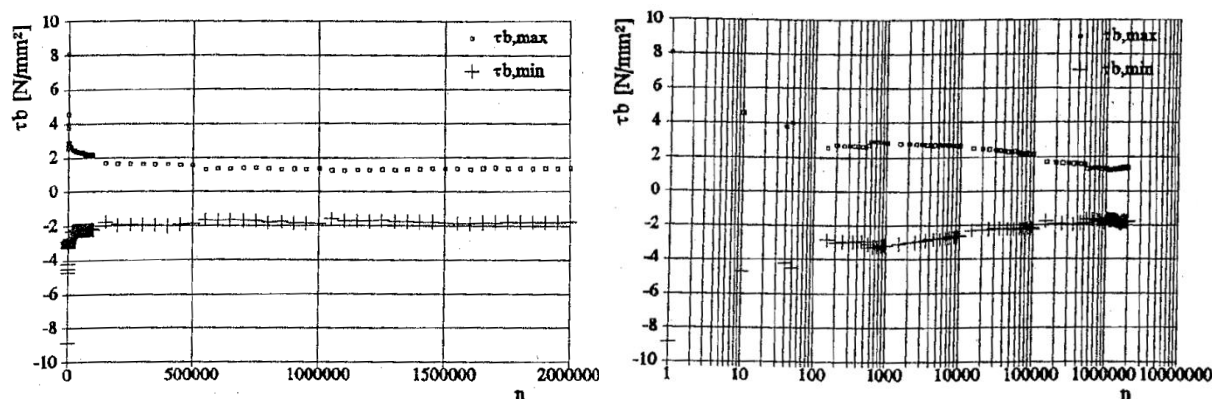


Figura 4.30 – Degradação da tensão de aderência em função do número de ciclos impostos [88].

Para além do número de ciclos imposto em cada ensaio, equacionou-se também qual ou quais seriam os deslizamentos a impor de forma a se obter uma estimativa conservativa da tensão máxima de aderência. No que diz respeito ao deslizamento a impor, a bibliografia [11] é unânime em afirmar que os ensaios com deslizamento imposto inferior a 80% do deslizamento corresponde à tensão máxima de aderência apresentam uma influência moderada na tensão máxima de aderência à medida que o número de ciclos imposto aumenta, não afetando significativamente a relação tensão de aderência-deslizamento para valores de deslizamento superiores.

Porém, para a caracterização da relação local tensão de aderência - deslizamento interessa avaliar também o efeito de diferentes níveis da ação cíclica na tensão de atrito e deslizamento correspondente, uma vez que é importante ter em linha de conta que, a partir de um determinado número de ciclos, se o deslizamento imposto for elevado, há uma degradação considerável da tensão de aderência e a aderência é mobilizada apenas por atrito entre o betão existente entre nervuras e as próprias nervuras da armadura.

Assim, previu-se a realização, numa primeira fase, de cinco tipos diferentes de ensaios cíclicos iniciados e concluídos com tração do varão (Figura 4.31):

- ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto inferior ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T1);

- ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto equivalente ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T2);
- ensaios cíclicos entre deslizamento nulo e nível de deslizamento inferior ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T3);
- ensaios cíclicos entre deslizamento nulo e nível de deslizamento equivalente ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T4);
- ensaios cíclicos entre deslizamento nulo e nível de deslizamento muito superior ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T5).

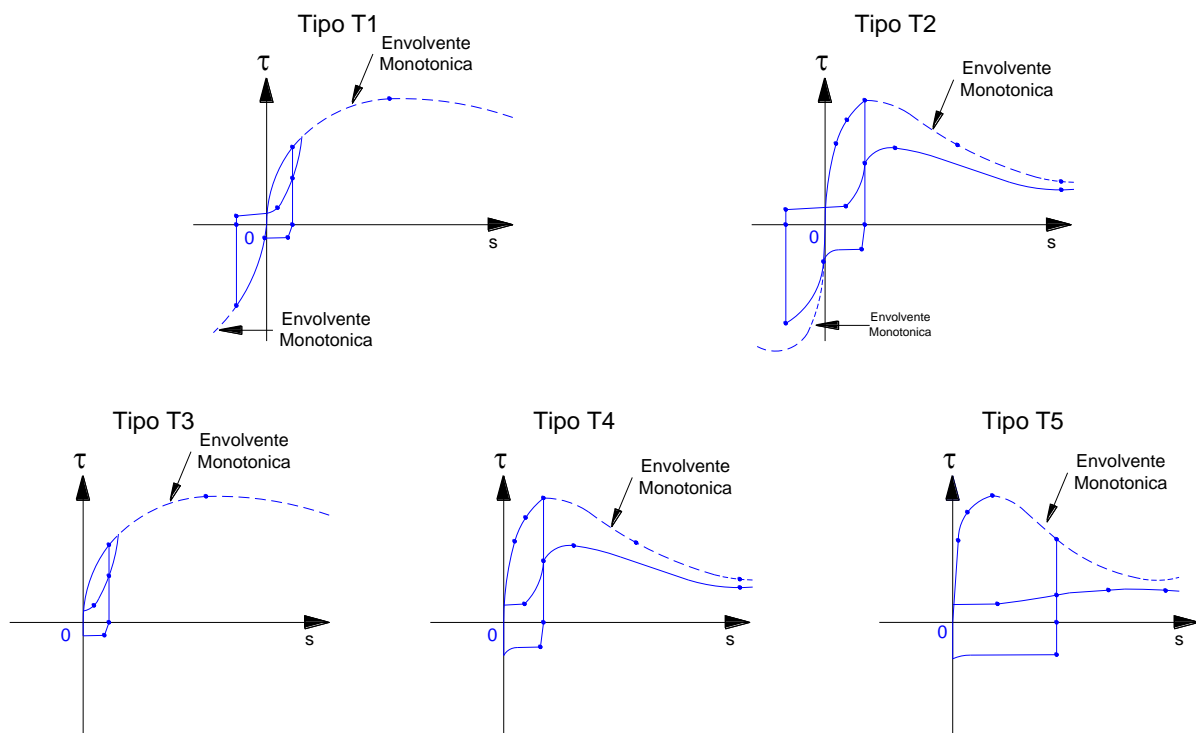


Figura 4.31 – Esquema exemplificativo dos diferentes tipos de ensaios previstos.

A definição dos deslizamentos a impor nos ensaios cíclicos baseou-se nos valores médios dos resultados obtidos nos ensaios monotónicos de cada um dos diferentes tipos de provetes, que se sistematizam no quadro seguinte, tendo-se optado para os ensaios do tipo T1 e T3, um valor aproximado do valor médio obtido em regime monotónico, correspondente ao deslizamento para 80% da tensão máxima de aderência.

Em relação aos ensaios do tipo T2, salienta-se ainda neste ponto que, no caso dos ensaios realizados para aferir a influência da entrada em cedência da armadura, o deslizamento imposto foi controlado provete a provete, avaliando qual o deslizamento que, no decorrer do ensaio,

conduziu à entrada em cedência da armadura, apresentando-se no quadro seguinte um valor médio.

No que diz respeito aos provetes do tipo BT_C1_25 e em face dos resultados obtidos para os provetes dos tipos A e B_C1, optou-se por não realizar, nesta primeira fase do estudo, qualquer ensaio.

Quadro 4.12 – Distribuição do tipo de provetes por tipo de ensaio.

Provetes	T1	T2	T3	T4	T5	Provetes	T1	T2	T3	T4	T5
A_C1_16	x					A_C1_25	x	x			
B_C1_16	x					B_C1_25	x		x		
AT_C1_16	x					AT_C1_25	x				
BT_C1_16	x					BT_C1_25					
A_C2_16	x					A_C2_25	x			x	
B_C2_16	x					B_C2_25	x				x
AT_C2_16		x				AT_C2_25	x	x			
BT_C2_16		x				BT_C2_25	x	x			

Numa segunda fase deste estudo, está prevista a utilização dos provetes remanescentes (60) para a realização de outros ensaios, nomeadamente:

- ensaios monotónicos com arranque em compressão (tipo T6);
- ensaios monotónicos com ciclos carga-descarga e deslizamento imposto da ordem do deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T7);
- ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto inferior ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico, com arranque e conclusão em compressão (tipo T8);
- ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto equivalente ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico, com arranque e conclusão em compressão (tipo T9);

Considera-se que a realização destes ensaios poderá permitir melhorar ainda a caracterização da aderência que se apresenta no capítulo seguinte, não cabendo porém no âmbito desta dissertação.

CAPÍTULO 5

Apresentação e análise dos resultados experimentais

5.1 - Introdução

No presente capítulo apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos ao nível da caracterização dos materiais que diretamente influenciam as características dos provetes de arrancamento executados. Em relação ao betão, faz-se referência aos ensaios de avaliação da resistência à tração por flexão e à compressão e, em relação às armaduras apresentam-se os ensaios de caracterização mecânica e geométrica.

No que diz respeito aos ensaios de caracterização da aderência previstos no capítulo anterior, apresentam-se os resultados médios obtidos e efetua-se a sua discussão, tendo por base as diversas variáveis envolvidas no presente estudo.

Inclui-se ainda, na parte final deste capítulo, uma comparação entre os resultados experimentais obtidos e os estimados considerando o modelo analítico previsto no Model Code 1990 [4] e no Model Code 2010 [5], [6].

5.2 - Resultados dos ensaios de caracterização dos materiais

5.2.1 - Betões

Tal como referido na secção 4.8.1, foram efetuadas medições da temperatura do betão e realizados ensaios de abaixamento do cone de Abram's, no início, no meio e no fim das operações de betonagem, de acordo com os requisitos da NP EN 12350-2 [90].



Figura 5.1 – Exemplificação do ensaio de abaixamento do cone de Abram's.

Os resultados obtidos para cada uma das séries encontram-se no quadro seguinte e evidenciam a homogeneidade das temperaturas medidas assim como o maior abaixamento da Série 3. Salienta-se também que o tempo médio de betonagem rondou os 60 minutos.

Quadro 5.1 – Resultados obtidos na medição da temperatura e abaixamento.

	Série 1	Série 2	Série 3	Série 4
Data de betonagem	07-06-2011	21-06-2011	04-07-2011	14-07-2011
Classe de betão	C 30/37	C50/60	C 30/37	C50/60
Temperatura (°C)	25,0	28,2	25,2	26,4
	25,4	28,6	25,6	26,9
	25,7	28,7	25,8	27,1
Abaixamento (mm)	85	80	130	65
	80	58	100	45
	65	45	90	25

No que diz respeito à resistência à compressão e à tração por flexão, foram realizados ensaios aos 28 dias de idade, de acordo com as partes 3 e 5 da NP EN 12390 [91], [92], respetivamente. Os resultados médios obtidos nos ensaios realizados encontram-se no Quadro 5.2. Com base no previsto no Model Code 2010 [5], [6] estimou-se a resistência à tração a partir da expressão:

$$f_{ctm} = \alpha_f f_{ctm,fl} \quad 5.1$$

em que:

$$\alpha_f = \frac{0,06 \cdot h_b^{0,7}}{1 + 0,06 \cdot h_b^{0,7}} \quad 5.2$$

onde h_b representa a altura da viga ensaiada em mm (150 mm).

Quadro 5.2 – Resistência do betão à compressão e à tração aos 28 dias.

Classe	Série	$f_{cm, cubo}$ (MPa)	$f_{ctm, fl}$ (MPa)	f_{ctm} (MPa)
C30/37	1	43,6	3,9	2,6
C50/60	2	59,8	5,4	3,6
C30/37	3	36,4	3,9	2,6
C50/60	4	63,1	6,8	4,5

A partir dos resultados médios obtidos efetuou-se uma comparação com o previsto no Eurocódigo 2 [13] e estimou-se a evolução da resistência do betão, tanto à tração como à compressão, apesar de se saber que a resistência à compressão é o parâmetro mais relevante,

na medida em que a aderência antes da rotura é garantida sobretudo pela resistência à compressão do betão que se encontra entre as nervuras.

A estimativa da evolução da resistência do betão à compressão foi feita com base no previsto no ponto 3.1.2 do Eurocódigo 2 [13], recorrendo às expressões 5.3 e 5.4 e com coeficiente $s=0,20$, uma vez que foi usado cimento do tipo CEM II 42,5 R.

$$f_{cm}(t) = \beta_{cc}(t) f_{cm} \quad 5.3$$

com

$$\beta_{cc}(t) = \exp \left\{ s \left(1 - \left(\frac{28}{t} \right)^{1/2} \right) \right\} \quad 5.4$$

em que $f_{cm}(t)$ é a tensão média de rotura do betão à compressão à idade t dias, f_{cm} é a tensão média de rotura do betão aos 28 dias de idade e s um coeficiente que depende do tipo de cimento.

Os resultados obtidos apresentam-se na Figura 5.2 e na Figura 5.3, incluindo-se também nas figuras em questão os resultados dos ensaios de avaliação da resistência à compressão efetuados na data de realização dos ensaios de arrancamento.

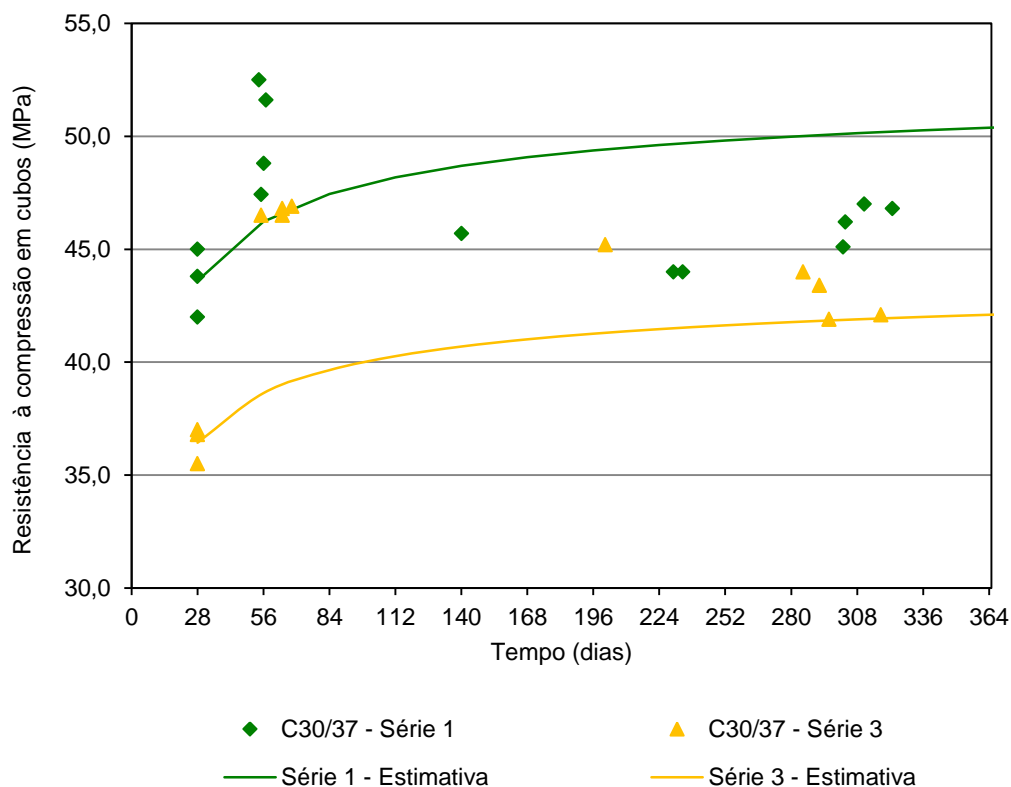


Figura 5.2 – Estimativa da evolução da resistência à compressão dos betões da classe C30/37.

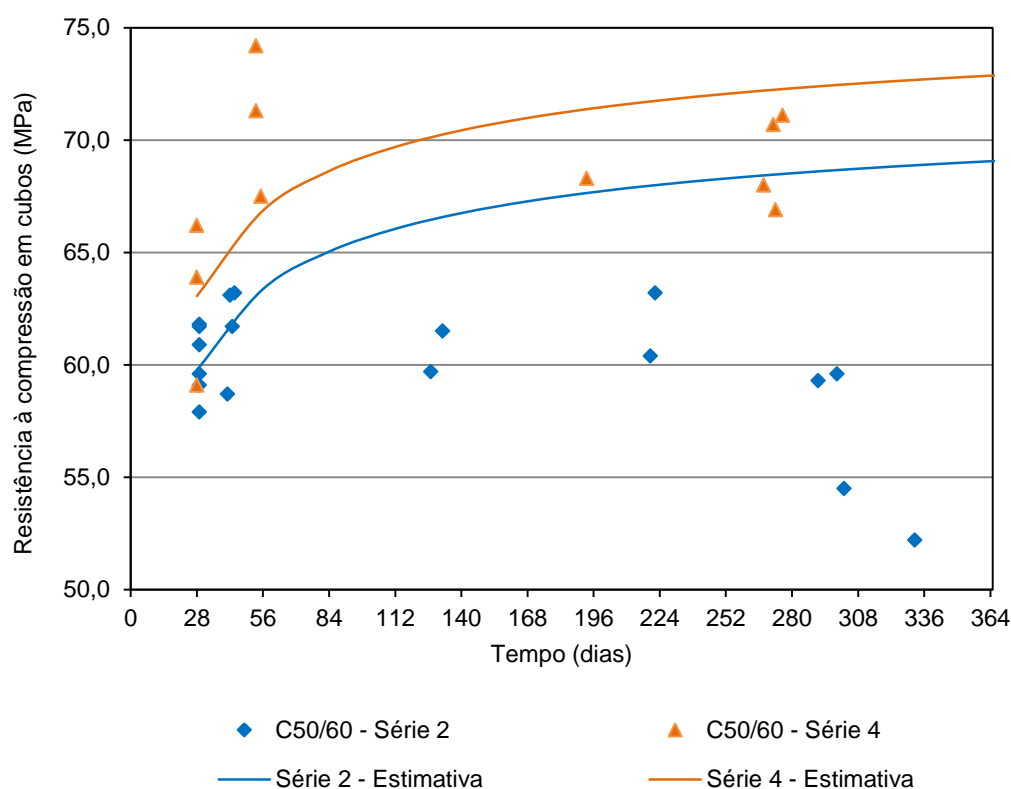


Figura 5.3 – Estimativa da evolução da resistência à compressão dos betões da classe C50/60.

Ao nível da resistência à compressão, as estimativas apresentadas baseiam-se em resultados de provetes com cura conforme a NP EN 12390 [83] e os resultados apresentados para a resistência à compressão a partir dos 28 dias referem-se aos resultados obtidos em provetes que permaneceram junto aos provetes para ensaios de arrancamento, sujeitos portanto a diferentes condições de temperatura e humidade relativa, o que influencia o valor da resistência quer à tração quer à compressão.

No que diz respeito à resistência à tração, aplicou-se a expressão 5.5 e considerou-se f_{ctm} igual ao valor corrigido obtido a partir do ensaio de avaliação da resistência à tração por flexão realizado aos 28 dias e um fator $\alpha=2/3$, de acordo com o ponto 3.1.2 do Eurocódigo 2 [13], para se obter a estimativa da evolução da resistência à tração que se apresenta na Figura 5.4 e na Figura 5.5.

$$f_{ctm}(t) = (\beta_{cc}(t))^{\alpha} f_{ctm} \quad 5.5$$

em que α é um coeficiente que depende da idade do betão.

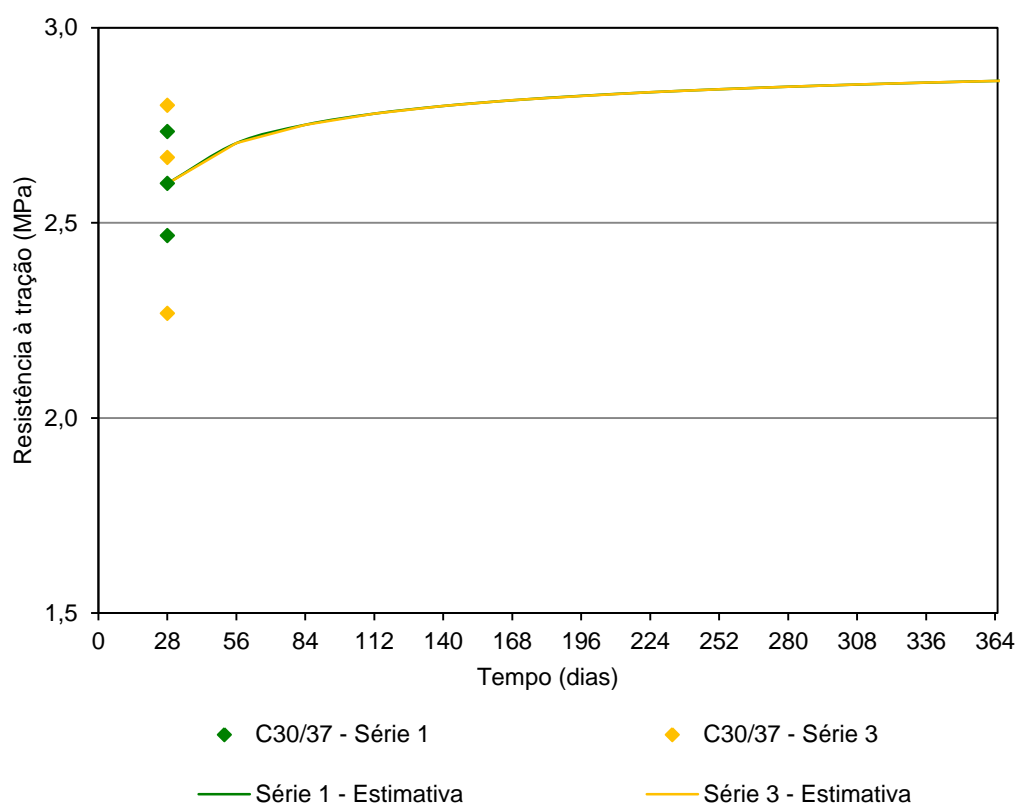


Figura 5.4 – Estimativa da evolução da resistência à tração dos betões da classe C30/37.

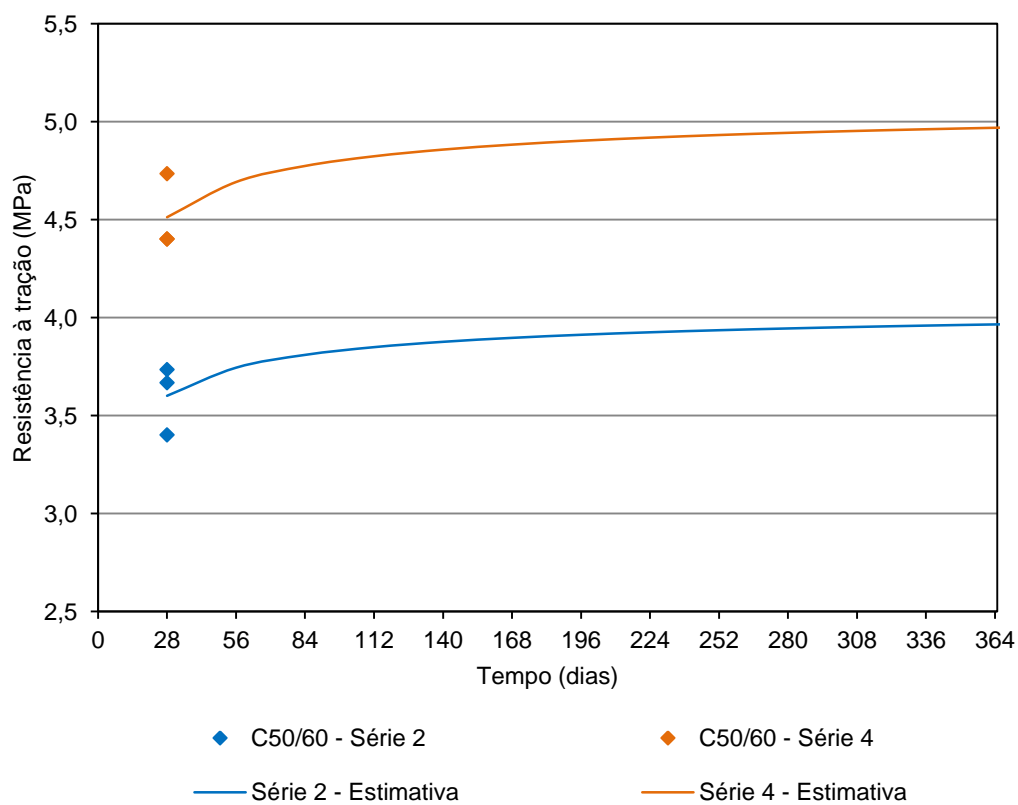


Figura 5.5 – Estimativa da evolução da resistência à tração dos betões da classe C50/60.

Relativamente à estimativa da evolução da resistência à tração para as séries 1 e 3 salienta-se que as mesmas se encontram sobrepostas no gráfico, na medida em que o valor médio obtido nos ensaios realizados aos 28 dias é o mesmo.

Contudo convém salientar que, apesar de ter sido especificada a utilização da mesma composição de betão para as betonagens das séries 1 e 3, inadvertidamente a empresa fornecedora do betão pronto alterou a composição da série 3, tendo substituído aproximadamente um terço da quantidade de cimento por cinzas volantes. Assim, foi possível constatar que a evolução da resistência à compressão é diferente durante as primeiras idades, atingindo-se a resistência expectável aos 28 dias apenas por volta dos 90 dias (Figura 5.2).

Embora exista uma boa concordância entre os valores obtidos para a resistência à tração aos 28 dias nas séries 1 e 3 e de os ensaios de arrancamento relativos aos provetes da série 3 só terem sido realizados após os 90 dias, em face dos resultados obtidos para a resistência à compressão, durante a realização dos ensaios de arrancamento dos provetes com varões de 16 mm, constatou-se que os resultados obtidos para a tensão de aderência máxima, quer em regime monotónico quer em regime cíclico apresentavam uma dispersão superior ao expectável e à obtida para as séries 2 e 4, existindo também uma maior diferença nos resultados dos ensaios de avaliação da resistência à compressão realizados aquando da execução dos ensaios de arrancamento. Nesse sentido, optou-se por aferir a resistência à compressão do betão constituinte de cada um dos provetes de arrancamento ensaiados, no sentido de se tentar esclarecer se a dispersão obtida nos valores da tensão de aderência poderia ou não estar associada à resistência do betão.

Para tal, recorreu-se à determinação do índice esclerométrico (R) de acordo com o previsto na NP EN 12504-2 [93]. A determinação do referido índice foi feita através da utilização de um esclerómetro de martelo destacável, modelo DIGI-SCHMIDT 2000 tipo ND. De acordo com as recomendações do fabricante, este é o equipamento adequado para aferir a resistência do betão em elementos de espessura superior a 100 mm usando uma energia de impacto de 2,207 Nm, o que permite, segundo o fabricante, aferir valores da resistência do betão entre 10 e 70 MPa.

Este equipamento permitir extrapolar diretamente a resistência à compressão através da seleção de uma das diversas curvas de conversão entre o índice esclerométrico e a resistência do betão previamente integradas. Porém, como cada uma das curvas em causa está associada a uma determinada composição de betão, considerou-se adequado definir apenas a direção de impacto e calibrar os resultados obtidos recorrendo à seleção de 4 cubos (2 de cada série), que se encontravam nas mesmas condições de temperatura e humidade que os provetes para ensaios de arrancamento. Mesmo usando apenas 2 cubos para cada série considerou-se que este procedimento poderia também ajudar a esclarecer a influência da alteração da composição do betão.

Assim, numa primeira fase, procedeu-se à execução de 9 pancadas em cada uma das 4 faces livres de cada um dos cubos para determinar o índice esclerométrico. Para calibrar os resultados obtidos com a resistência à compressão do betão de cada uma das duas séries, os cubos foram ensaiados à compressão na mesma data em que se procedeu à determinação do índice.

Os valores médios obtidos para o índice esclerométrico e para a resistência à compressão de cada um dos 4 cubos de betão encontram-se no quadro seguinte.

Quadro 5.3 – Índice esclerométrico e resistência do betão à compressão em cubos.

Série 1		Série 3	
R	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)	R	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)
44,8	46,8	42,0	41,9
44,4	46,1	43,6	42,1

Desta forma obteve-se, para cada uma das séries em questão, uma correlação entre os valores do índice esclerométrico medido nos cubos e a resistência do betão à compressão efetiva, que se apresenta na figura seguinte.

Este procedimento em conjunto com a determinação do índice esclerométrico medido em cada um dos provetes que se referem nos quadros 5.4 e 5.5 permitiu estimar o valor da resistência à compressão de cada um dos provetes de 16 mm objeto de ensaio de arrancamento.

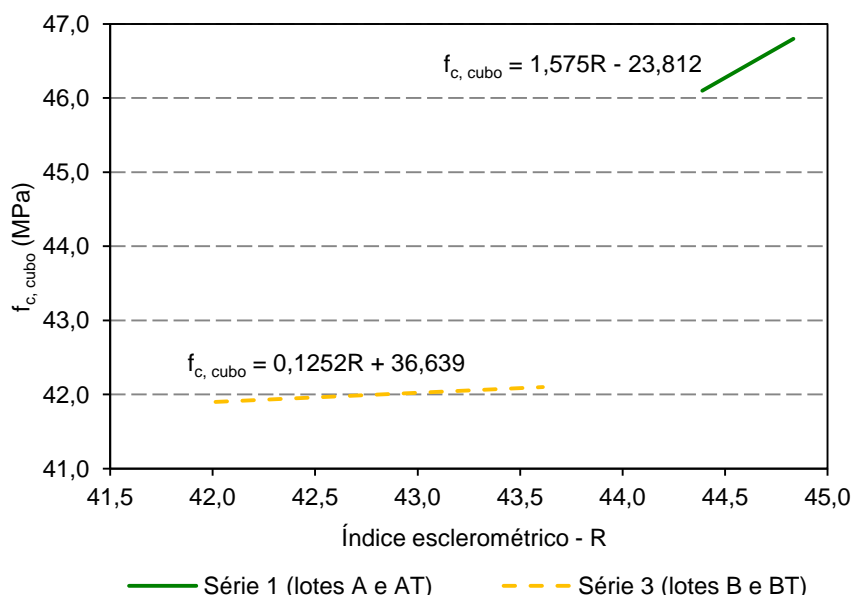


Figura 5.6 – Relação obtida entre a resistência à compressão e o índice esclerométrico.

Os resultados que se apresentam nos quadros seguintes referem-se aos ensaios realizados nos provetes de arrancamento de ambas as séries e permitem constatar que existe uma maior dispersão nos resultados obtidos para a série 1 em ambos os lotes (A e AT).

Estes resultados são usados na secção 5.3 para corrigir os resultados individuais da tensão de aderência obtida em cada um dos provetes, antes da mesma ser referenciada a 45 MPa, para todos os provetes com betão da classe C30/37, conforme referido mais adiante.

Quadro 5.4 – Lotes A e B: índice esclerométrico medido e resistência do betão à compressão estimada.

Série 1			Série 3		
Provetes	R	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)	Provetes	R	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)
A_C1_16_1	45,0	47,0	B_C1_16_1	42,7	42,0
A_C1_16_2	45,9	48,5	B_C1_16_2	44,7	42,2
A_C1_16_3	44,8	46,8	B_C1_16_3	45,5	42,3
A_C1_16_4	44,2	45,8	B_C1_16_4	43,8	42,1
A_C1_16_5	47,2	50,6	B_C1_16_5	45,4	42,3
A_C1_16_6	46,3	49,2	B_C1_16_6	46,0	42,4
A_C1_16_7	47,8	51,5	B_C1_16_7	45,0	42,3
A_C1_16_8	48,7	52,8	B_C1_16_8	43,7	42,1
A_C1_16_9	43,4	44,5	B_C1_16_9	44,6	42,2
<i>Média</i>	45,9	48,5		44,6	42,2
<i>Desvio padrão</i>	1,75	2,76		1,04	0,13

Quadro 5.5 – Lotes AT e BT: índice esclerométrico medido e resistência do betão à compressão estimada.

Série 1			Série 3		
Provetes	R	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)	Provetes	R	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)
AT_C1_16_1	44,2	45,8	BT_C1_16_1	44,5	42,2
AT_C1_16_2	44,5	46,3	BT_C1_16_2	41,8	41,9
AT_C1_16_3	44,1	45,7	BT_C1_16_3	43,8	42,1
AT_C1_16_4	46,2	48,9	BT_C1_16_4	45,2	42,3
AT_C1_16_5	47,8	51,4	BT_C1_16_5	45,4	42,3
AT_C1_16_6	47,5	51,0	BT_C1_16_6	45,2	42,3
<i>Média</i>	45,7	48,2		44,3	42,2
<i>Desvio padrão</i>	1,67	2,63		1,37	0,17

Analisando os resultados obtidos para os cubos ensaiados em datas próximas, que se apresentam no quadro seguinte, verifica-se que este procedimento permitiu reduzir a dispersão dos resultados obtidos para a série 3 e acabam por confirmar os resultados da série 1, uma vez que a dispersão obtida é da mesma ordem de grandeza. Salienta-se ainda que esta análise se

refere a conjuntos de provetes ensaiados em idades muito próximas, não se apresentando neste quadro a totalidade dos resultados obtidos, uma vez que tal se apresenta no Anexo C.

Quadro 5.6 – Série 1 e 3: resultados dos ensaios de avaliação da resistência à compressão.

Designação do cubo	Data de ensaio	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)	Designação do cubo	Data de ensaio	$f_{c, \text{cubo}}$ (MPa)
Série 1_1	01-08-2011	52,5	Série 3_1	29-08-2011	46,5
Série 1_2	02-08-2011	47,4	Série 3_2	08-09-2011	46,8
Série 1_3	03-08-2011	48,8	Série 3_3	08-09-2011	46,5
Série 1_4	04-08-2011	51,6	Série 3_4	12-09-2011	46,9
<i>média</i>		50,1	<i>média</i>		46,7
<i>desvio padrão</i>		2,37	<i>desvio padrão</i>		0,21
Série 1_8	09-04-2012	45,1	Série 3_6	19-04-2012	44,0
Série 1_9	10-04-2012	46,2	Série 3_7	26-04-2012	43,4
Série 1_10	18-04-2012	47,0	Série 3_8	30-04-2012	41,9
Série 1_11	30-04-2012	46,8			
<i>média</i>		46,3	<i>média</i>		43,1
<i>desvio padrão</i>		0,85	<i>desvio padrão</i>		1,08

5.2.2 - Armaduras

A caracterização mecânica das armaduras foi efetuada de acordo com os requisitos da EN ISO 15630-1 [73] sendo apresentados no quadro seguinte os valores médios obtidos para a tensão de cedência (R_{eH}), tensão de rotura (R_m), extensão total na força máxima (A_{gt}) e módulo de elasticidade (E).

Os valores médios obtidos para a caracterização mecânica demonstram que as tensões de cedência dos lotes A e B são muito próximas, em especial nos varões de 16 mm. Porém, apesar de terem sido especificadas tensões de cedência da ordem de 400 MPa, os ensaios de tração realizados aos varões com tratamento térmico apontam para uma redução da ordem de apenas 60MPa. Os varões de 16 mm do lote AT são os que apresentam a menor redução da tensão de cedência ao contrário dos varões do lote BT onde a diferença para o lote B se aproxima dos 100MPa e consequentemente dos valores especificados.

Tal como referido anteriormente os resultados obtidos permitem constatar que existe uma maior dispersão nas tensões de cedência e rotura dos lotes sujeitos a tratamento térmico, razão pela qual se optou por ensaiar 6 provetes de cada lote em vez de apenas 3.

Quadro 5.7 – Características mecânicas dos varões em estudo.

Varões		R _{eH}	R _m	A _{gt}	E
		(MPa)	(MPa)	(%)	(GPa)
16 mm	A	544	640	13	197
	AT	517	611	13	194
	B	541	636	13	187
	BT	444	540	14	191
25 mm	A	530	638	10	191
	AT	464	570	12	192
	B	549	662	11	198
	BT	473	578	9	192

Os resultados obtidos nos ensaios de dobragem-desdobragem e de resistência à fadiga permitem concluir que todos os varões são aptos à dobragem e que suportam 2 milhões de ciclos nas condições limite definidas nas Especificações LNEC [70], [72].

Relativamente à resistência a ações cíclicas, todos os provetes suportaram 10 ciclos completos de histerese tração - compressão, simétricos, nas condições previstas pela Especificação LNEC E 460 [72].

Ao nível da caracterização geométrica apresentam-se no Quadro 5.8 os resultados médios da altura das nervuras transversais (a), do espaçamento entre nervuras (c), do perímetro sem nervuras transversais (Σf_i) e da área relativa das nervuras transversais (f_R).

Entre os lotes A e B a diferença reside sobretudo na altura das nervuras e consequentemente na área relativa das nervuras transversais, sendo que este parâmetro no lote B é aproximadamente 23% superior ao lote A no diâmetro 16 mm.

Quadro 5.8 – Características geométricas das nervuras dos varões em estudo.

Varões		a	c	Σf_i	f_R
		(mm)	(mm)	(mm)	
16 mm	A	1,29	10,0	3,2	0,081
	AT	1,28	10,0	3,8	0,080
	B	1,58	9,9	3,8	0,099
	BT	1,59	9,9	4,2	0,098
25 mm	A	2,22	14,4	5,7	0,096
	AT	2,27	14,4	6,4	0,097
	B	2,41	14,5	6,9	0,101
	BT	2,41	14,5	7,1	0,101

No caso dos varões de 25 mm, apesar de ter sido especificada a seleção de varões com maior diferença de área relativa das nervuras transversais, a diferença entre os lotes A e B é de apenas 5%. Assim sendo, é expectável que os resultados dos ensaios de arrancamento dos lotes A e B de 25 mm de diâmetro sejam muito semelhantes, uma vez que uma diferença desta ordem de grandeza dará, em termos de tensões de arrancamento, uma diferença entre lotes que não chega aos 2%, considerando a lei de variação das tensões de aderência em função da área relativa das nervuras transversais obtida por André [81].

Da mesma forma, estima-se que o incremento da área relativa das nervuras transversais dos varões de 16 mm permita um incremento das tensões de aderência de, pelo menos, 7% na medida em que os resultados obtidos por André [81] se referem a provetes sem armadura transversal. Considerando que os estudos realizados por Darwin [35] evidenciam que a adição de armadura transversal aumenta as tensões de aderência, em particular para variações da área relativa das nervuras transversais entre 0,050 e 0,100, como se pode verificar pelos resultados obtidos pelo autor para os provetes dos grupos 5 e 6 (Figura 5.7) e 7 e 8 (Figura 5.8), que se referem a ensaios de extremidades de viga respetivamente sem e com confinamento, é previsível que o incremento da tensão de aderência devido ao aumento da área relativa das nervuras transversais até possa ser superior.

Por outro lado, como é possível verificar na Figura 5.9 e na Figura 5.10, nas quais se enquadram os resultados obtidos para os varões de 16 mm e 25 mm, em termos de área relativa das nervuras transversais, na distribuição da produção de varões de 16 mm e 25 mm apresentada no Capítulo 3, é possível obter diferenças mais acentuadas do que as existentes no material fornecido para este estudo, pois os valores do lote A quer dos varões de 16 mm quer dos varões de 25 mm ainda estão substancialmente acima do valor mínimo especificado para a área relativa das nervuras transversais.

Ou seja, neste estudo a diferença de valores da área relativa das nervuras transversais é mais limitada do que aquela que é possível obter na prática, no fabrico corrente, como se pode verificar na Figura 5.9 e na Figura 5.10 e como se analisou no Capítulo 3.

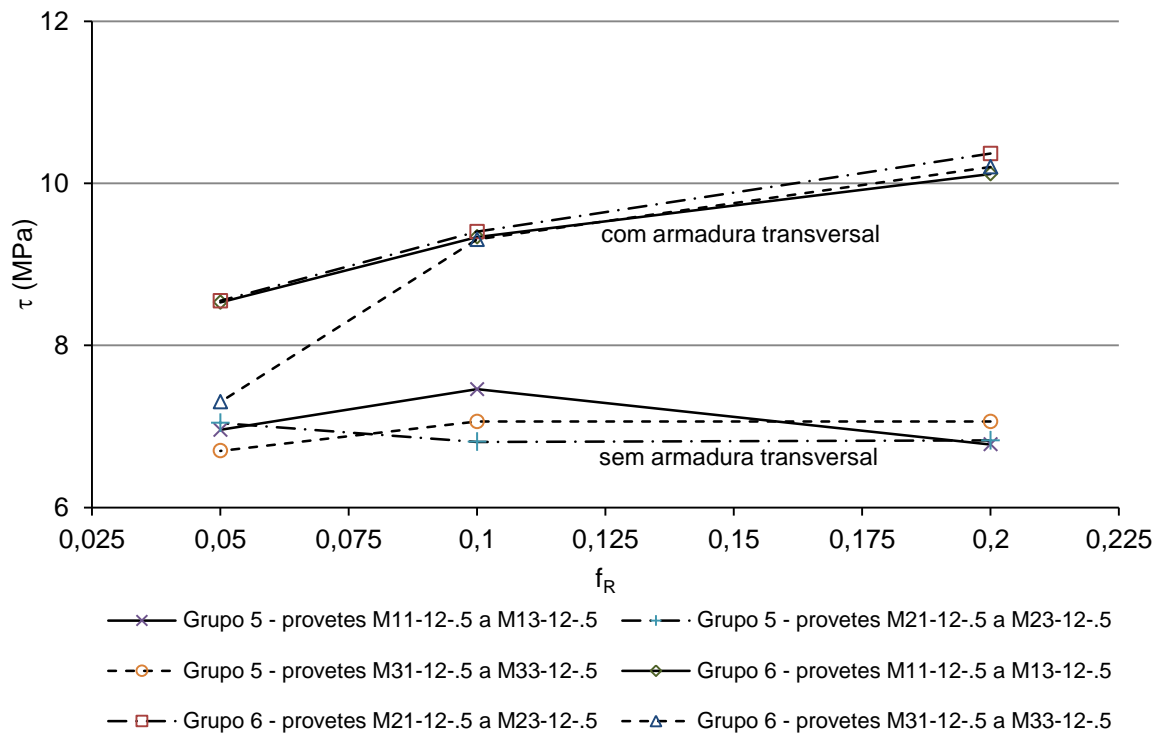


Figura 5.7 – Efeito do confinamento: resultados obtidos por Darwin [35] para os ensaios dos grupos 5 e 6.

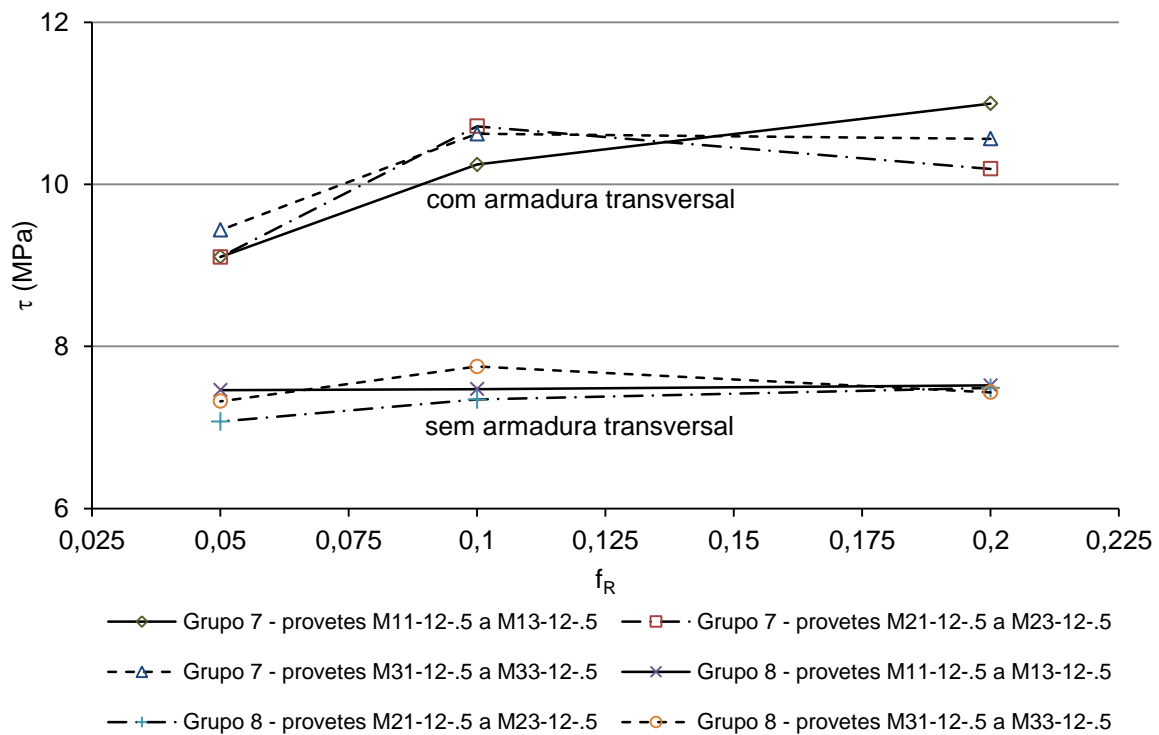


Figura 5.8 – Efeito do confinamento: resultados obtidos por Darwin [35] para os ensaios dos grupos 7 e 8.

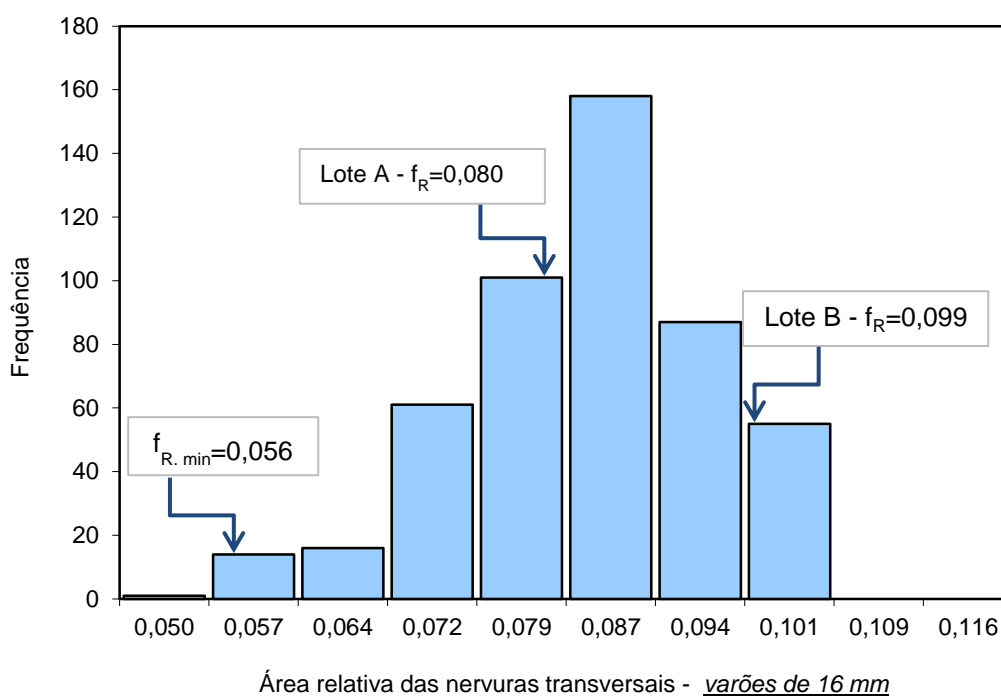


Figura 5.9 – Varões de 16 mm: f_R dos lotes A e B.

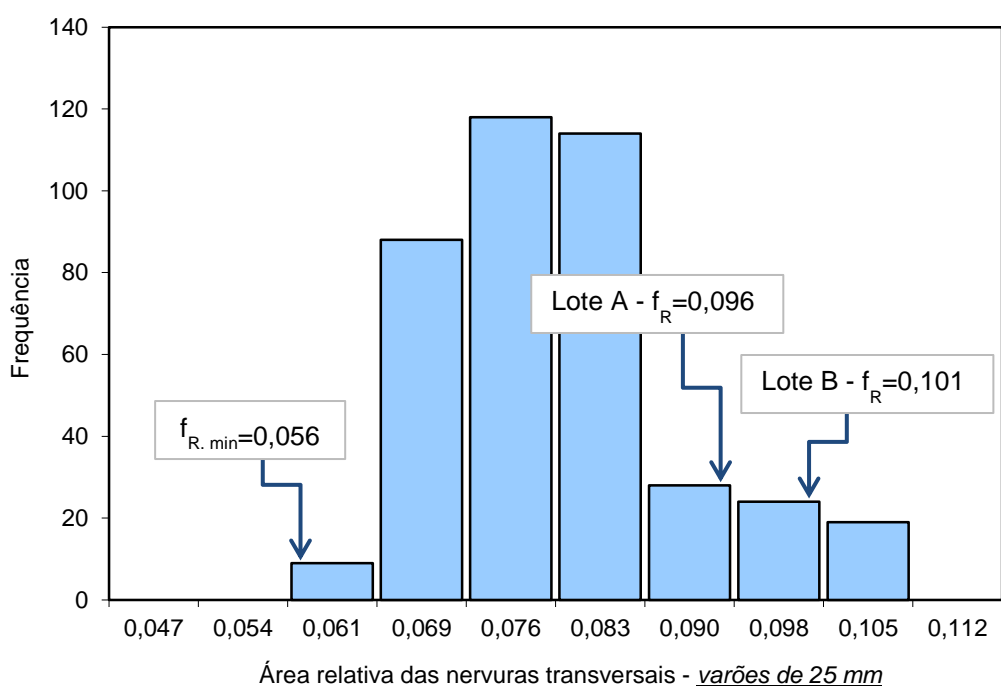


Figura 5.10 – Varões de 25 mm: f_R dos lotes A e B.

5.3 - Resultados dos ensaios de aderência

A realização dos ensaios de arrancamento tem como objetivo principal obter uma relação entre a tensão de aderência e o deslizamento em função das diversas variáveis em análise. Para tal, optou-se por preparar provetes cujo comprimento aderente é relativamente curto, o que permite, segundo diversos autores [3], [11], [23], assumir que existe uma distribuição de tensões de aderência aproximadamente uniforme ao longo da zona aderente.

Esta hipótese foi posteriormente confirmada aquando a elaboração do modelo numérico que simula o comportamento dos provetes, como se pode verificar através da figura seguinte onde se apresenta a variação da tensão de aderência no comprimento aderente (l_b), para diferentes níveis de deslizamento imposto ($s_{máq.}$), antes de se atingir a tensão de aderência máxima.

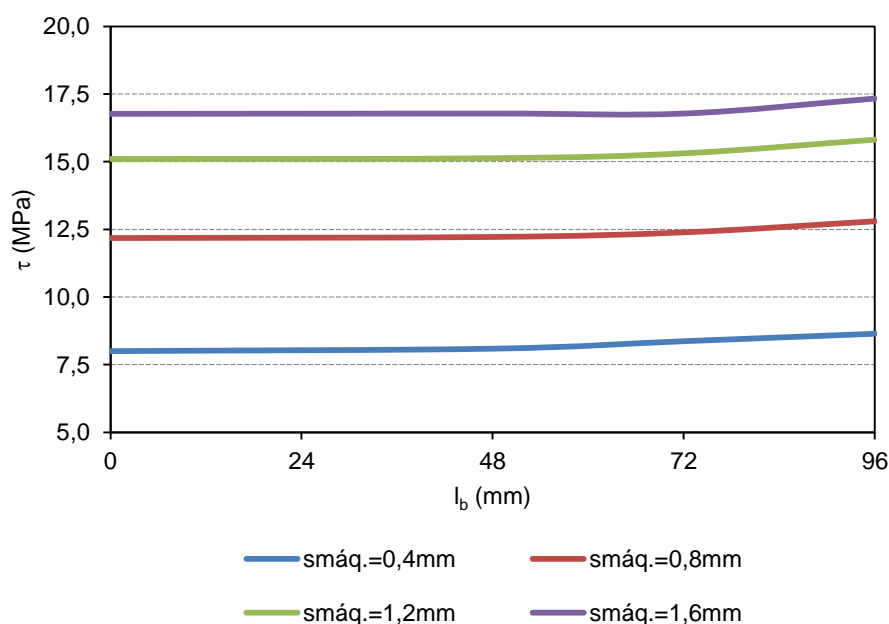


Figura 5.11 – Variação da tensão de aderência no comprimento aderente, em provetes com varões de 16 mm e betão de menor resistência.

Assim sendo, os resultados da tensão de aderência que agora se apresentam foram determinados com base na tensão de aderência local, obtida através da expressão 5.6, que representa o quociente entre a força necessária para arrancar o varão (F) e a área aderente que é função do comprimento aderente ($l_b=6 \times d$) e do diâmetro do varão ensaiado (d).

$$\tau = \frac{F}{\pi \times d \times l_b} \quad 5.6$$

Paralelamente é sabido que a resistência do betão à compressão é um parâmetro condicionante da tensão de aderência obtida, havendo no Anexo D da EN 10080 [3] a recomendação de corrigir a tensão de aderência obtida com os ensaios de arrancamento, a fim de se normalizar os resultados a uma determinada resistência do betão. Para tal a norma recomenda o uso da relação linear dada pela expressão 5.7, em que f_{cm} representa a resistência média à compressão

de cada um dos betões e f_c a resistência à compressão na data de ensaio, sendo que esta norma considera que os provetes a executar devem ter como alvo uma resistência à compressão de 25MPa.

$$\tau_d = \tau \times \frac{f_{cm}}{f_c} \quad 5.7$$

Por seu lado, o Model Code 1990 [4] refere que a tensão máxima de aderência em boas condições de aderência e em zonas confinadas é determinada com base na expressão 5.8, indiciando que a tensão de aderência é diretamente proporcional à raiz quadrada do valor característico da resistência do betão à compressão, e admite uma gama mais alargada de valores da resistência à compressão do betão.

$$\tau_{max} = 2,5 \times \sqrt{f_{ck}} \quad 5.8$$

Esta expressão pode também ser comparada com a proposta feita por Eligehausen [11] em 1983 através da expressão 5.9, na qual β varia entre $\frac{1}{2}$ e $\frac{2}{3}$, respetivamente para boas ou outras condições de aderência.

$$\tau_{max} = 13,5 \times \left(\frac{f_{cm}}{30} \right)^\beta \quad 5.9$$

Considerando que os provetes deste estudo foram concebidos para serem betonados na posição horizontal, verifica-se que a expressão 5.9 dá origem a uma expressão muito semelhante à do Model Code 1990 [4], uma vez que a diferença reside apenas em se considerar o valor característico ou o valor médio da resistência do betão à compressão, como se pode verificar pela expressão 5.10.

$$\tau_{max} = 2,46 \times \sqrt{f_{cm}} \quad 5.10$$

Mais recentemente, o trabalho de Magnusson [51] propôs que a tensão máxima de aderência fosse obtida a partir da expressão 5.11, tendo sistematizado resultados obtidos por outros investigadores como Lestander [94] e Hansen & Thorenfeldt [95] para validar a expressão em causa. Porém, Magnusson [51] salienta que esta expressão foi desenvolvida a partir de um número relativamente reduzido de resultados e que não tem em consideração situações em que a resistência do betão à tração tem maior importância, como seja quando o confinamento é reduzido.

$$\tau_{max} = 0,45 \times f_{cm} \quad 5.11$$

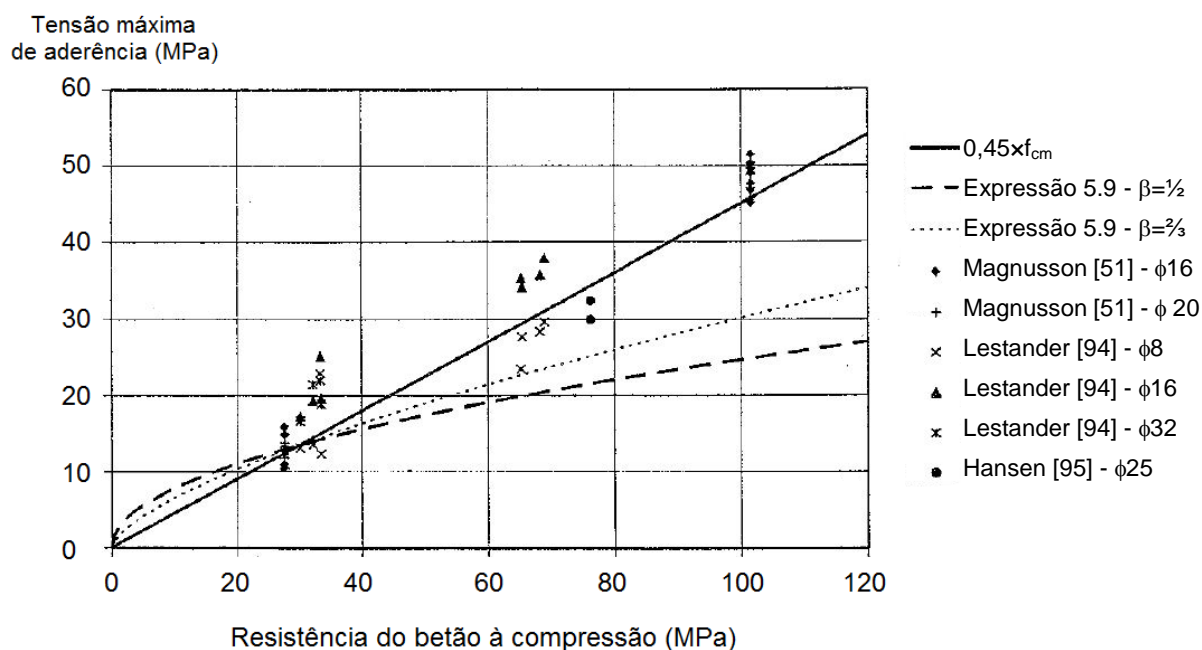


Figura 5.12 – Tensão máxima de aderência em função da resistência do betão à compressão (adaptado de Magnusson [51]).

Porém, mesmo depois do trabalho de Magnusson [51], o Model Code 2010 [5], [6] continua a considerar a existência de uma dependência não linear da tensão de aderência face à resistência do betão, tendo mantido a expressão 5.8. Assim sendo, em todos os resultados relativos à tensão de aderência apresentados neste estudo, aplicou-se uma correção para ter em consideração a realização de ensaios em diferentes datas, conforme a expressão 5.12.

$$\tau_d = \tau \times \sqrt{\frac{f_{cm}}{f_c}} \quad 5.12$$

em que f_{cm} representa a resistência média à compressão de cada um dos betões e f_c a resistência à compressão na data de ensaio, sendo que no caso dos varões de 16 mm este valor se baseia na extrapolação efetuada a partir dos ensaios esclerométricos (séries 1 e 3). Os valores adotados para a resistência média à compressão do betão são os previstos no Eurocódigo 2 [13], para cada uma das classes, ou seja, 45MPa para o betão da classe C30/37 e 68MPa para o da classe C50/60.

5.3.1 - Ensaios monotónicos

Nos resultados dos ensaios realizados em regime monotónico, para além da tensão máxima de aderência (τ_1) e respetivo deslizamento (s_1) (Figura 5.13), determinou-se também a tensão média de aderência ($\tau_{d,méd.}$) de acordo com a expressão 5.13, conforme o preconizado pelo Anexo C do Eurocódigo 2 [13].

$$\tau_{d, \text{méd.}} = \frac{\tau_{0,01} + \tau_{0,1} + \tau_{1,0}}{3} \quad 5.13$$

onde $\tau_{0,01}$, $\tau_{0,1}$ e $\tau_{1,0}$ representam a tensão de aderência para 0,01 mm, 0,1 mm e 1,0 mm de deslizamento, respetivamente.

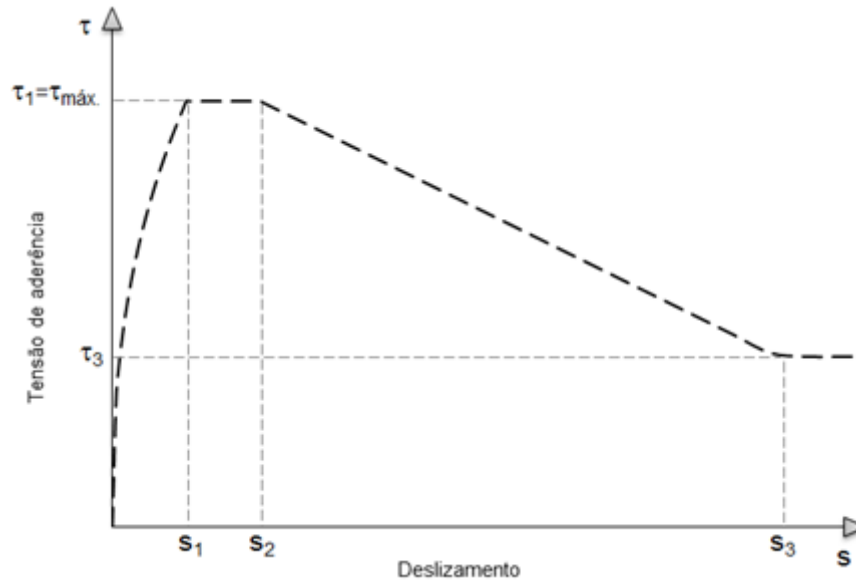


Figura 5.13 – Identificação dos diferentes valores da tensão de aderência e deslizamento.

Os resultados individuais relativos aos ensaios monotónicos são apresentados no Anexo D.

Paralelamente procedeu-se também à representação gráfica de todos os resultados individuais da tensão máxima de aderência e respetivo deslizamento, conforme se mostra nas figuras seguintes para o caso dos provetes com varões de 16 mm e 25 mm executados no betão de menor e maior resistência à compressão.

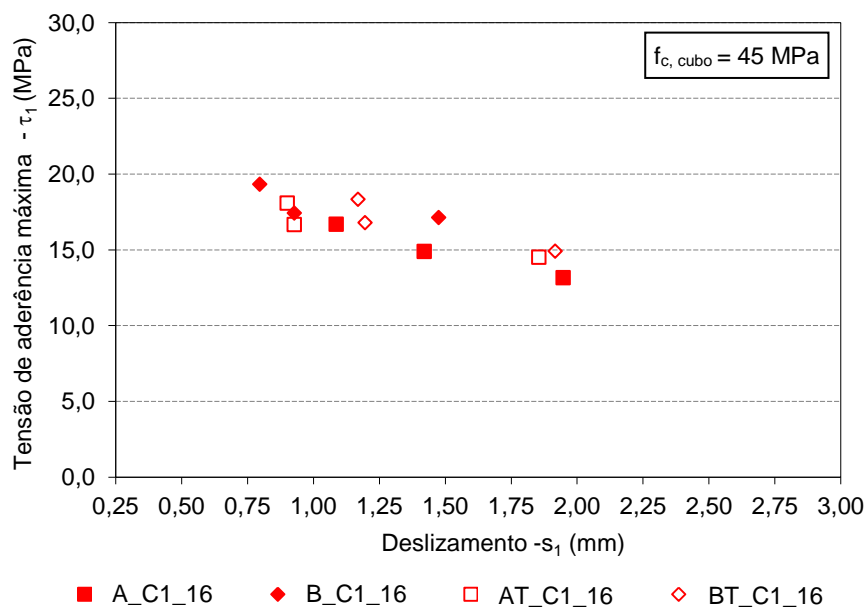


Figura 5.14 – Resultados individuais: provetes de 16 mm em betão de menor resistência.

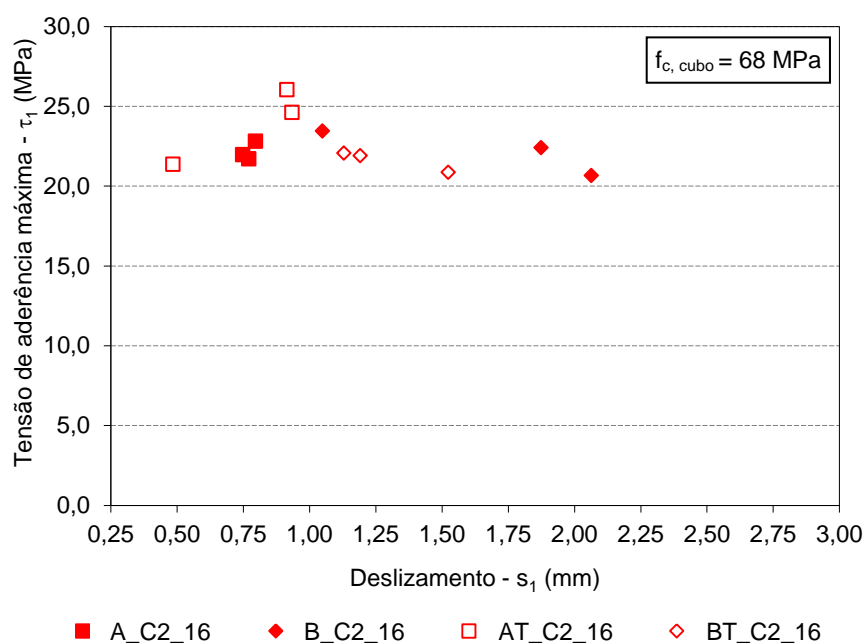


Figura 5.15 – Resultados individuais: provetes de 16 mm em betão de maior resistência.

No caso dos provetes com varões de 25 mm incluem-se também nas figuras seguintes os resultados obtidos nos ensaios de repetição realizados com o objetivo de esclarecer os valores inicialmente obtidos.

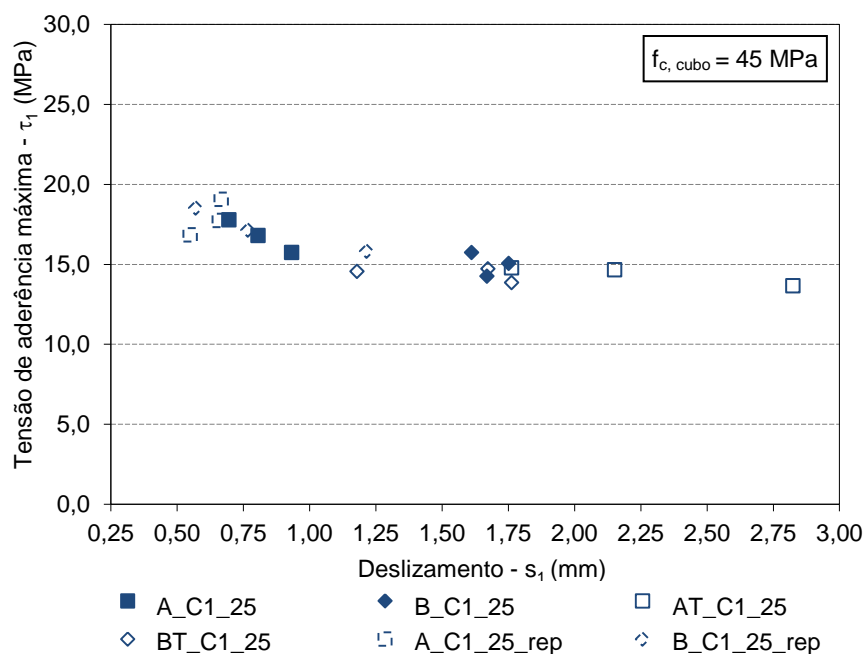


Figura 5.16 – Resultados individuais: provetes de 25 mm em betão de menor resistência.

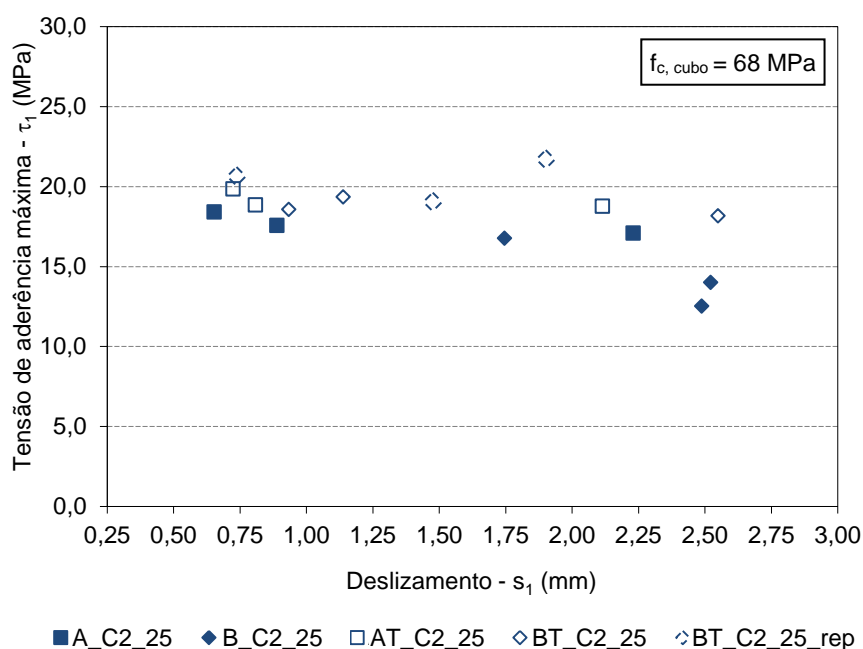


Figura 5.17 – Resultados individuais: provetes de 25 mm em betão de maior resistência.

Para este tipo de ensaios, a análise da tensão média bem como os valores que a ela dão origem, em simultâneo com a tensão máxima de aderência, foi considerada uma boa forma de avaliar a homogeneidade dos resultados obtidos entre provetes com as mesmas características, permitindo assim excluir provetes com valores anómalos.

Avaliou-se ainda o deslizamento (s_3) correspondente à tensão de atrito (τ_3), tendo como base que a relação tensão de aderência-deslizamento teórica prevista pelo Model Code 1990 [4] e no Model Code 2010 [5], [6] considera a tensão de atrito como sendo 40% da tensão máxima de aderência.

Os resultados médios obtidos apresentam-se nos quadros seguintes e permitem logo à partida constatar que a ligeira diferença, em termos de área relativa das nervuras transversais, existente entre os dois lotes de varões de 25 mm não revela, para ambos os tipos de betão, o potencial benefício associado à utilização de varões com maior área relativa das nervuras transversais.

Por outro lado, em face das tensões de cedência obtidas nos ensaios de tração dos varões, os varões dos lotes AT e BT não atingiram a cedência como estava inicialmente previsto. A realização destes ensaios permitiu constatar que a diferença que era expectável que existisse entre as tensões de aderência obtidas no lote A e B dos provetes com 16 mm não se manifesta entre os lotes AT e BT, mesmo não tendo sido atingida a cedência da armadura (Quadro 5.9 e Anexo D).

Este facto aponta para a existência de influência da extensão da armadura, uma vez que existe uma diferença considerável entre a tensão de cedência média obtida nos varões do lote BT e do lote AT. Sendo a tensão de cedência do lote BT substancialmente inferior, faz sentido que estes

provetes tenham maior deformação para o mesmo nível de força imposta e assim haja um maior escorregamento, o que também conduz a que a tensão de aderência seja inferior à obtida no lote B.

Quadro 5.9 – Ensaio monotônicos: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes com betão da classe C30/37.

Provetes	$\tau_{d,média}$ (MPa)	τ_1 (MPa)	S_1 (mm)	τ_3 (MPa)	S_3 (mm)
A_C1_16	9,2	15,8	1,25	6,3	13,34
B_C1_16	11,0	18,0	1,07	7,2	12,29
AT_C1_16	11,1	17,4	0,91	7,0	16,08
BT_C1_16	9,4	17,6	1,18	7,0	11,88
A_C1_25	10,8	17,3	0,72	6,9	20,60
B_C1_25	9,4	16,1	1,26	6,4	18,97
AT_C1_25	8,1	14,4	2,25	5,7	18,34
BT_C1_25	8,5	14,4	1,54	5,8	18,56

Relativamente aos resultados obtidos nos ensaios com betão de maior resistência à compressão que se apresentam no Quadro 5.10, inclui-se entre parênteses, junto à designação de cada tipo de provete, o número de provetes que atingiram a cedência, uma vez que esta informação é relevante para a interpretação dos resultados que se fará nos pontos seguintes.

Quadro 5.10 – Ensaio monotônicos: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes com betão da classe C50/60.

Provetes		$\tau_{d,média}$ (MPa)	τ_1 (MPa)	S_1 (mm)	τ_3 (MPa)	S_3 (mm)
A_C2_16		13,2	22,1	0,77	8,9	17,35
B_C2_16	(2)	12,8	22,2	1,66	8,9	14,39
AT_C2_16		12,6	24,0	0,78	9,6	-
BT_C2_16	(3)	14,7	21,6	1,28	8,6	-
A_C2_25		9,8	18,0	0,77	7,2	18,29
B_C2_25		8,8	17,9	1,75	6,3	17,82
AT_C2_25	(3)	11,6	19,2	1,22	7,7	-
BT_C2_25	(1)	12,0	18,7	1,54	7,5	-

Para facilitar a análise global dos resultados, por tipo de material ensaiado, apresentam-se ainda nas figuras seguintes os andamentos médios da relação tensão de aderência-deslizamento, obtida nos ensaios monotônicos realizados nos lotes A e B dos dois diâmetros e classes de betão e discutem-se os respetivos resultados nos pontos seguintes, em função das diferentes

variáveis envolvidas. Dado que os provetes de betão de menor resistência dos lotes AT e BT não atingiram a cedência, optou-se por não apresentar o andamento médio dos resultados obtidos.

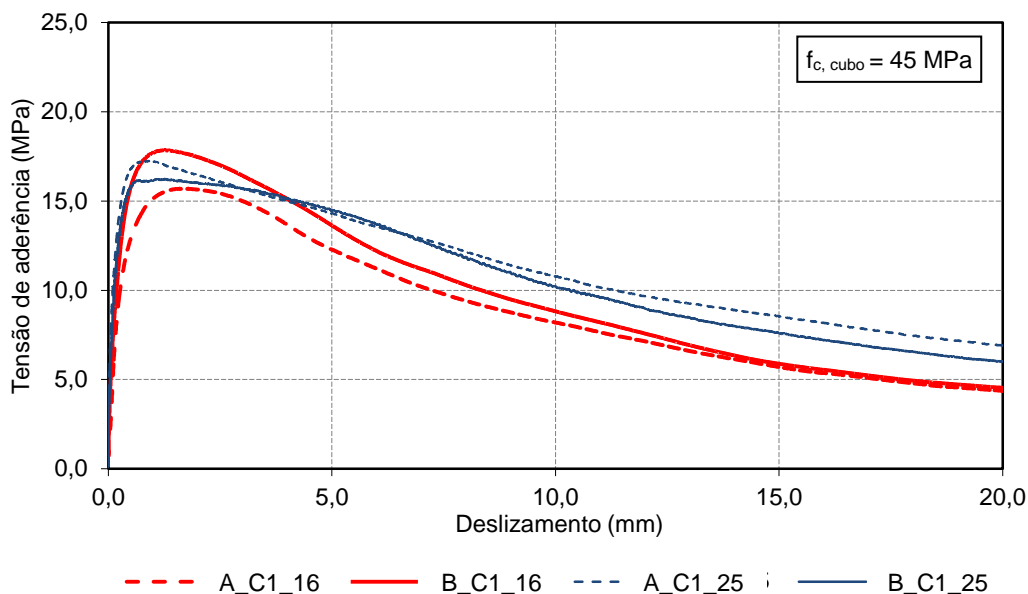


Figura 5.18 – Ensaios monotônicos: resultados médios obtidos nos provetes com betão da classe C30/37.

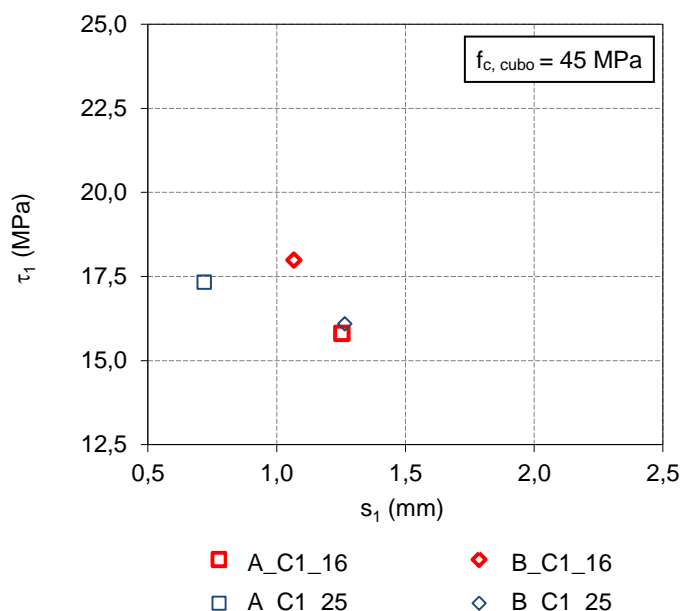


Figura 5.19 – Ensaios monotônicos: valores médios obtidos nos provetes com betão da classe C30/37.

No caso dos provetes de betão de maior resistência do lote B de varões de 16 mm, o andamento médio apresentado refere-se a dois provetes em que foi obtida a entrada em cedência da armadura e um terceiro em que tal fenómeno não ocorreu. Como se verá mais adiante, esta informação é relevante para comparar o desempenho entre os lotes A e B e também para se analisar a diferença existente em termos de deslizamento correspondente à tensão máxima de

aderência. O comportamento dos provetes dos lotes AT e BT que atingiram a cedência será analisado de uma forma detalhada na secção 5.3.1.4.

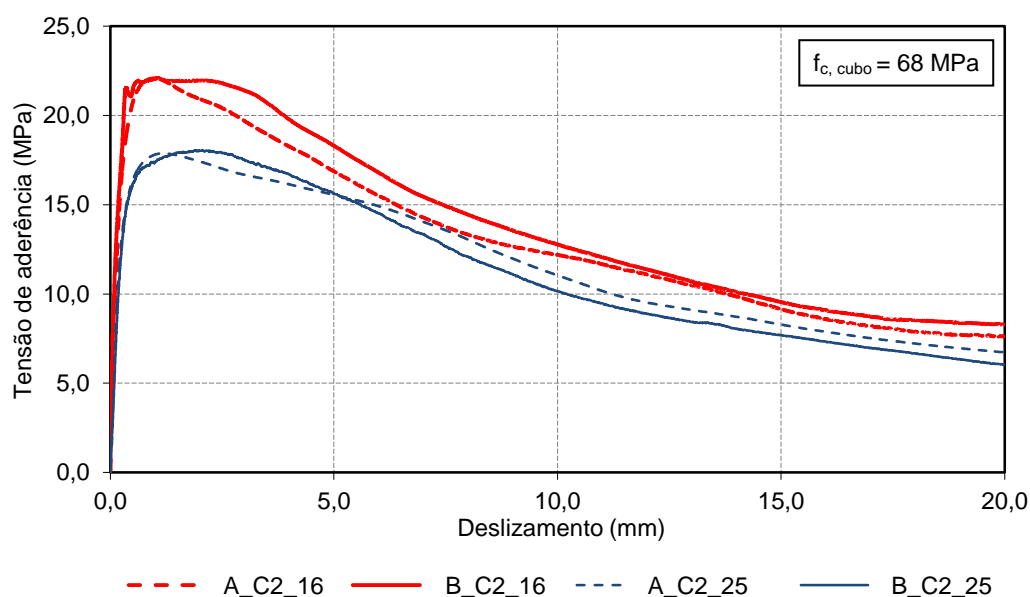


Figura 5.20 – Ensaio monotônicos: resultados médios obtidos nos provetes com betão da classe C50/60.

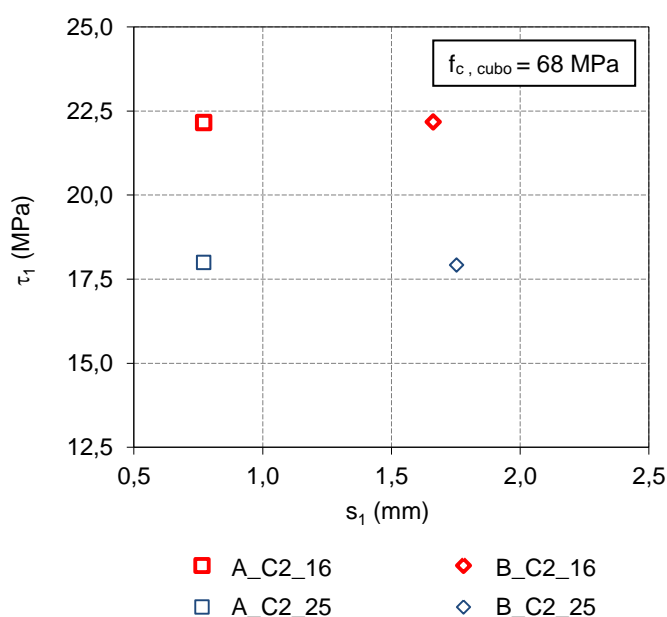


Figura 5.21 – Ensaio monotônicos: valores médios obtidos nos provetes com betão da classe C50/60.

5.3.1.1 - Efeito do diâmetro

Apesar de se saber que o diâmetro da armadura tem influência na tensão de aderência, o Eurocódigo [13], por exemplo, só faz a distinção a partir do diâmetro 32 mm.

Os diversos trabalhos publicados nesta área apontam para a existência de um efeito de escala, uma vez que a zona de influência do mecanismo de aderência não é proporcional ao aumento

do diâmetro do varão. O trabalho de Lowes [22], baseando-se nos estudos de Viwathanatepa [59] e de Eligehausen [11], considera que a tensão de aderência nos diâmetros comerciais de varões pode apresentar variações entre 10 e 20%.

Comparando a média da tensão de aderência máxima obtida para os provetes B_C1_16 e B_C1_25 (Quadro 5.9), que possuem o mesmo nível de área relativa das nervuras transversais, constata-se que existe uma redução da ordem dos 10% nos varões de 25 mm em relação aos varões de 16 mm de diâmetro, o que se enquadra no referido na literatura.

Por outro lado, nos provetes com betão de maior resistência à compressão (B_C2_16 e B_C2_25 no Quadro 5.10) a redução da tensão máxima de aderência é mais acentuada. Resultados semelhantes foram também obtidos por Bamonte [31] que salientam que o efeito de escala inerente ao aumento de diâmetro é mais significativo nos provetes executados com betão de maior resistência à compressão, como consequência da menor capacidade de deformação deste material.

Finalmente, os resultados obtidos nos provetes com varões de 25 mm apontam para que o efeito conjugado entre o maior diâmetro e a maior área relativa das nervuras transversais não permita obter um ganho em termos de tensão máxima de aderência na medida em que os resultados para a maior área relativa das nervuras são bastante inferiores aos obtidos para o mesmo nível de área relativa nos varões de 16 mm. O estudo desenvolvido por Metelli e Plizzari [96] aponta para conclusões semelhantes, referindo que a redução da tensão máxima de aderência entre varões de 12 mm e 20 mm varia entre 12 e 20%, respetivamente para valores da área relativa das nervuras da ordem dos 0,040 e 0,100.

A sistematização dos resultados obtidos em função do diâmetro encontra-se na Figura 5.22.

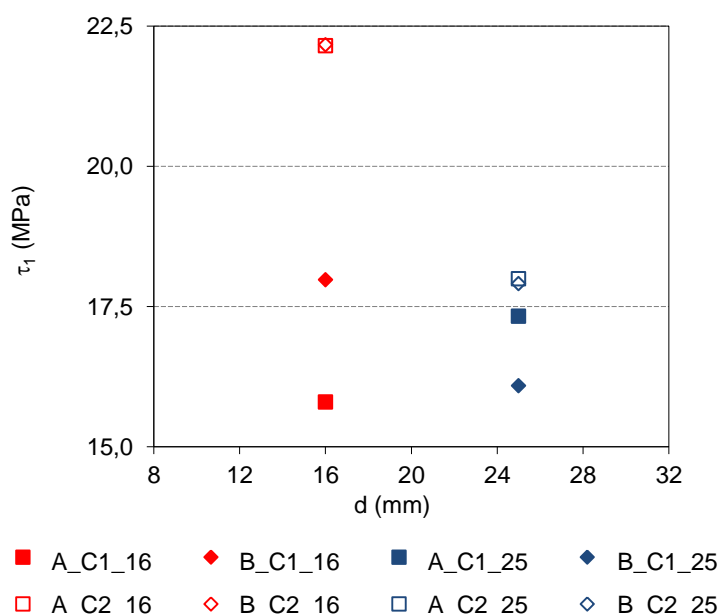


Figura 5.22 – Influência do diâmetro (d) na tensão máxima de aderência (τ_1).

5.3.1.2 - Efeito da maior área relativa das nervuras transversais

Ao nível da influência da maior área relativa das nervuras transversais, os resultados médios obtidos em termos de tensão máxima de aderência e respetivo deslizamento para os provetes A e B_C1_16 estão de acordo com o previsto, ou seja uma maior área relativa das nervuras transversais traduz-se numa maior tensão máxima de aderência (ver Figura 5.23).

Tal como já tinha sido referido anteriormente, no caso dos varões de 25 mm (A e B_C1_25), a diferença de área relativa das nervuras transversais é muito pouco significativa ($\pm 5\%$) e, portanto, existe uma ligeira inversão da relação entre a tensão máxima de aderência e a área relativa das nervuras transversais. Tendo em conta que foram realizados ensaios adicionais para confirmar os resultados inicialmente obtidos, considera-se que os resultados obtidos podem estar associados aos resultados do betão ou ao fator maior diâmetro.

No betão de maior resistência verifica-se que nos provetes B_C2_16 foi possível atingir a cedência da armadura e, mesmo assim, a tensão máxima de aderência é praticamente igual à dos provetes com menor área relativa das nervuras transversais, o que deixa antever a possibilidade de a tensão máxima de aderência poder ser superior, caso a cedência da armadura não tivesse ocorrido. Esta constatação vai também de encontro aos resultados obtidos para o betão de resistência normal.

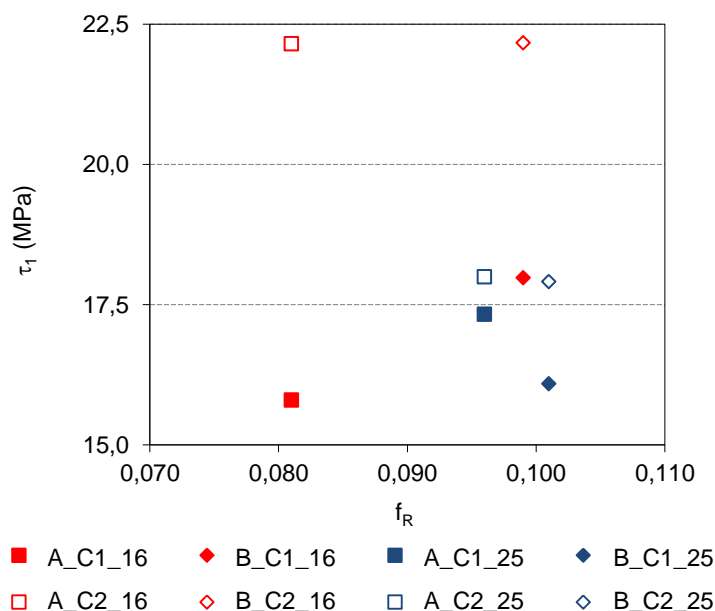


Figura 5.23 – Influência da área relativa nas nervuras transversais (f_R) na tensão máxima de aderência (τ_1).

5.3.1.3 - Efeito do betão

Analisando os resultados individuais sob o ponto de vista da resistência do betão (Figura 5.24), conclui-se que existe uma maior dispersão nos valores da tensão máxima de aderência obtidos para os provetes com betão de maior resistência. O aumento da resistência do betão é mais

relevante no aumento das tensões máximas de aderência dos varões de 16 mm e conduz a uma redução considerável do deslizamento correspondente.

Nos provetes com varões de 25 mm de diâmetro, o aumento da resistência do betão origina um ligeiro aumento das tensões de aderência máximas, com demonstra a figura seguinte, pelo que os resultados obtidos apontam para a existência de um efeito conjugado entre o maior diâmetro e a maior resistência do betão. Apesar da maior dispersão, os resultados médios obtidos são coerentes com o expectável em termos de área relativa das nervuras transversais.

Salienta-se ainda que no betão de maior resistência o efeito da maior área relativa das nervuras transversais dos varões de 16 mm não afeta diretamente a tensão de aderência máxima, uma vez que as armaduras do lote B entraram em cedência.

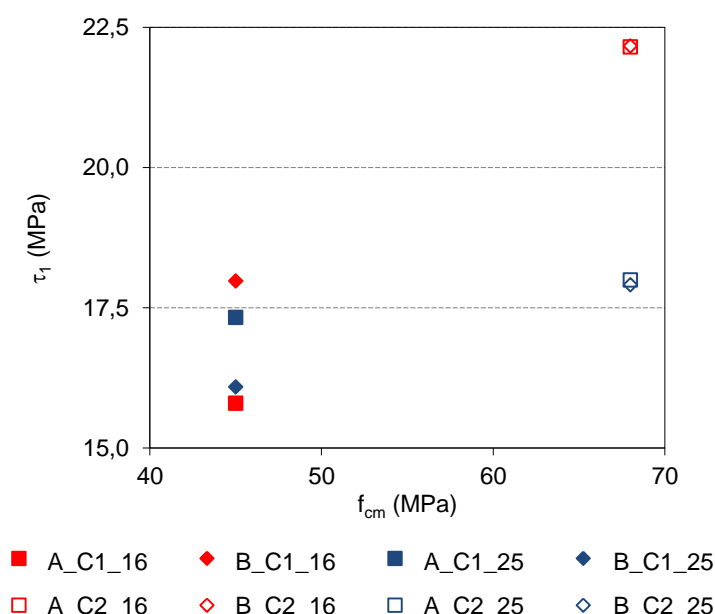


Figura 5.24 – Influência da resistência do betão à compressão (f_{cm}) na tensão máxima de aderência (τ_1).

5.3.1.4 - Efeito da entrada em cedência da armadura

A entrada em cedência mereceu especial atenção neste estudo, uma vez que os diversos trabalhos experimentais realizados até à data avaliam este fenómeno em provetes com elevado comprimento aderente e apenas em regime monotónico.

Os ensaios conduzidos por Shima et al. em 1987 [64] em provetes com um comprimento aderente de cinquenta vezes o diâmetro do varão ensaiado permitiram concluir que a tensão de aderência após a entrada em cedência da armadura é muito inferior à obtida quando o aço está em regime elástico e que diminui subitamente com a cedência da armadura.

Mais recentemente, em 1995 Bigaj [67] levou a cabo um programa experimental com ensaios em regime monotónico também em provetes com elevado comprimento aderente em betão confinado de resistência normal e alta (respetivamente com resistência à compressão medida e

cilindros de 27,6 e 94,5 MPa) e constatou que, aquando da cedência da armadura, ocorre uma maior redução na tensão de aderência nos provetes de betão de alta resistência e a tensão de atrito residual mantém-se superior nos provetes de betão de alta resistência. A redução da tensão de aderência para maiores deslizamentos, na gama que impõe na armadura extensões em regime plástico, é também mais forte para o betão de alta resistência do que para o betão de resistência normal.

Em face das características dos materiais fornecidos, nomeadamente ao nível da tensão de cedência especificada para os varões com tratamento térmico, verificou-se que não foi possível atingir a cedência nos provetes de betão de menor resistência e também em alguns provetes de betão de maior resistência, ao contrário do que tinha sido idealizado.

Desta forma a avaliação deste parâmetro baseia-se nos ensaios realizados nos provetes com betão de maior resistência, comparando-se os resultados obtidos nos ensaios dos provetes dos tipos A, AT B e BT de ambos os diâmetros. Para se perceber a evolução das tensões de aderência, apresentam-se nos pontos seguintes os resultados individuais obtidos nos diversos provetes ensaiados, representando-se a tracejado os provetes em que foi obtida a entrada em cedência da armadura.

Tal como foi anteriormente referido, nos ensaios realizados no betão de maior resistência, os resultados apresentam uma maior dispersão que se julga poder estar associada à menor capacidade de redistribuição de tensões referida por Magnusson [51]. Este autor considera que este efeito pode conduzir a roturas prematuras e frágeis a menos que este efeito seja compensado pela existência de quantidade suficiente de armadura transversal. Portanto, a existência da mesma quantidade de armadura de confinamento nos provetes de betão de menor e maior resistência pode justificar os resultados obtidos.

Por outro lado, constatou-se que os resultados obtidos em alguns provetes não são compatíveis com o previsto nos estudos levados a cabo por Alavi-Fard & Marzouk [52], [53], uma vez que os autores salientam que é expectável uma maior rigidez da relação tensão de aderência-deslizamento no betão de maior resistência. Considerando que os resultados obtidos nos ensaios cíclicos que se apresentam mais adiante apontam para que efetivamente haja a maior rigidez da relação tensão de aderência-deslizamento nos provetes deste tipo, foram descartados os resultados obtidos em alguns provetes tendo-se inclusive procedido à repetição de alguns ensaios.

Nas figuras dos pontos seguintes optou-se por representar a traço contínuo os resultados dos provetes que atingiram a cedência mesmo pertencendo a lotes sem tratamento térmico, a tracejado os provetes com tratamento que atingiram a cedência e a traço ponto traço todos os que não atingiram a cedência.

Provetes com varões de 16 mm

Após estas considerações, nos ensaios realizados sobre os provetes com varões de 16 mm, a interpretação do fenómeno baseia-se nos resultados obtidos nos lotes B e BT, dado que a cedência da armadura está também patente nos ensaios dos provetes B_C2_16, em virtude da maior área relativa das nervuras transversais e da maior resistência do betão (ver Figura 5.25).

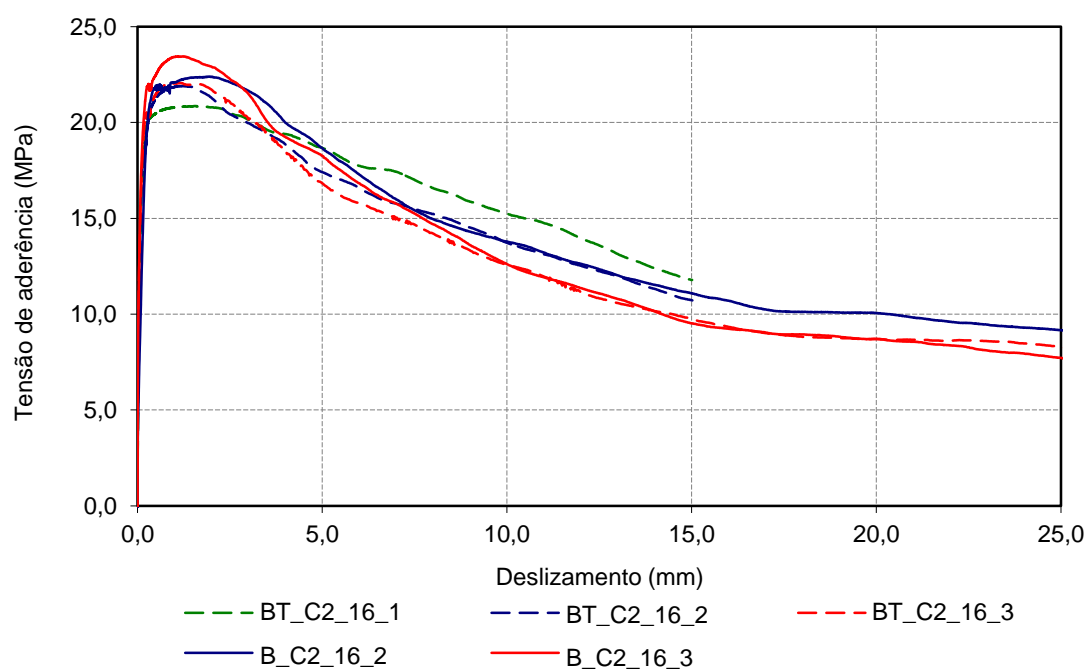


Figura 5.25 – Ensaio monotónico: resultados obtidos nos provetes de 16 mm com entrada em cedência da armadura.

Este facto permite constatar que o efeito do tratamento térmico realmente só se reflete na entrada em cedência da armadura para tensões de aderência inferiores às dos provetes com varões sem tratamento térmico e antes da rotura por arrancamento, uma vez que o comportamento pós-cedência não é em nada modificado, como se pode verificar através da análise da Figura 5.26.

Tipicamente, após a entrada em cedência da armadura, observa-se, tal como para os varões de 25 mm, um aumento considerável da deformação do provete ensaiado. Este aumento é perceptível pelo aumento do deslocamento medido pelo cabeçote móvel da máquina, sem reflexos consideráveis no deslizamento medido na extremidade não solicitada do varão. Seguidamente continua a haver um acréscimo da tensão de aderência com um aumento do patamar onde a tensão de aderência permanece aproximadamente constante.

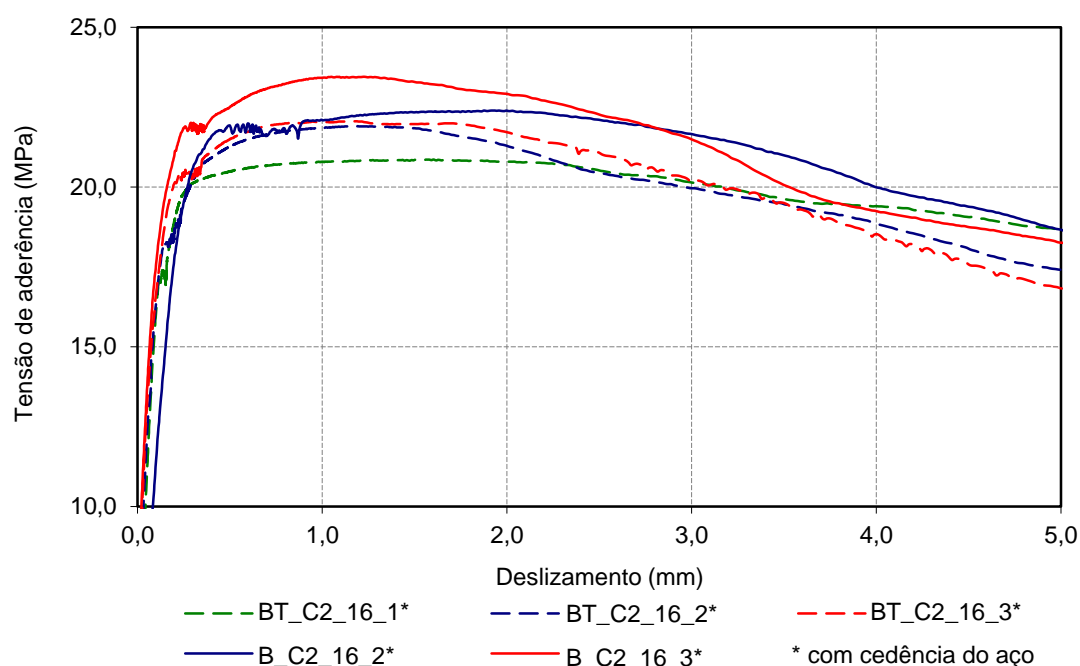


Figura 5.26 – Ensaios monotônicos: detalhe dos resultados obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes B e BT com cedência da armadura.

Apesar de quase todos os provetes dos lotes B e BT terem entrado em cedência, verifica-se através do quadro seguinte, que o valor médio obtido para as tensões médias e máximas de aderência são da mesma ordem de grandeza e relativamente semelhantes.

Quadro 5.11 – Ensaios monotônicos: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 16 mm (lotes B e BT) com betão da classe C50/60.

Provetes	$\tau_{d,média}$ (MPa)	τ_1 (MPa)	S_1 (mm)	$\tau_{(s=5\text{ mm})}$ (MPa)	$\tau_{(s=24,5\text{ mm})}$ (MPa)
B_C2_16	14,4	22,9	1,46	18,5	8,5
BT_C2_16	14,7	21,6	1,28	17,6	8,4
<i>média</i>	<i>14,6</i>	<i>22,3</i>	<i>1,37</i>	<i>18,1</i>	<i>8,5</i>

Para melhor se explorar este assunto, compararam-se os resultados obtidos nos provetes dos lotes A e AT de betão de maior resistência com a finalidade de prever qual seria a ordem de grandeza das tensões de aderência de provetes equivalentes, mas do lote B, se não tivesse sido atingida a cedência da armadura, considerando para tal o incremento de tensão de aderência, devido ao aumento da área relativa das nervuras transversais, estimado para o betão de menor resistência.

A análise dos resultados obtidos, que se apresentam no Quadro 5.12, permite constatar que as tensões de aderência são muito semelhantes entre os dois lotes, assim como o deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima, pelo que se optou por determinar um valor médio correspondente aos varões com menor área relativa das nervuras transversais (lote A).

Quadro 5.12 – Ensaios monotônicos: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 16 mm (lotes A e AT) com betão da classe C50/60.

Provetes	$\tau_{d,média}$ (MPa)	τ_1 (MPa)	S_1 (mm)	$\tau_{(s=5\text{ mm})}$ (MPa)	$\tau_{(s=24,5\text{ mm})}$ (MPa)
A_C2_16	13,2	22,2	0,77	16,5	6,6
AT_C2_16	12,6	24,0	0,78	18,8	9,6
<i>média</i>	<i>12,9</i>	<i>23,1</i>	<i>0,78</i>	<i>17,6</i>	<i>8,1</i>

Assim sendo, estima-se que o incremento de tensão de aderência associado ao aumento da área relativa das nervuras transversais permitisse obter tensões de aderência máximas da ordem dos 25 MPa. Esta estimativa baseia-se nos resultados dos ensaios monotônicos realizados sobre os provetes com varões de 16 mm do lote B, em que a tensão máxima de aderência é cerca de 14% superior ao lote A. Dado que este incremento nas tensões de aderência, devido ao aumento da área relativa das nervuras transversais é sensivelmente o mesmo nos ensaios cíclicos, considera-se que a redução de valores da ordem dos 25 MPa para valores da ordem dos 22 MPa, nos provetes com cedência da armadura, pode representar uma redução inferior a 10%.

Provetes com varões de 25 mm

No que diz respeito aos provetes com varões de 25 mm verifica-se, através do gráfico da Figura 5.27, que nos provetes do lote AT a entrada em cedência da armadura também não conduziu de imediato a uma redução considerável da tensão de aderência. Nestes ensaios, a tensão máxima de aderência foi atingida já depois da entrada em cedência da armadura e a tensão de aderência apresenta uma redução muito semelhante à obtida para o lote A, tendo como referência a tensão de aderência correspondente a um deslizamento de 5 mm e 24,5 mm (valor próximo do limite do campo de medição dos transdutores de deslocamento utilizados).

Constata-se também através da Figura 5.28 que o deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência é mais elevado no provete em que a cedência da armadura ocorreu ainda no ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento, sendo semelhante nos restantes provetes. A sistematização dos resultados destes provetes apresenta-se no Quadro 5.13.

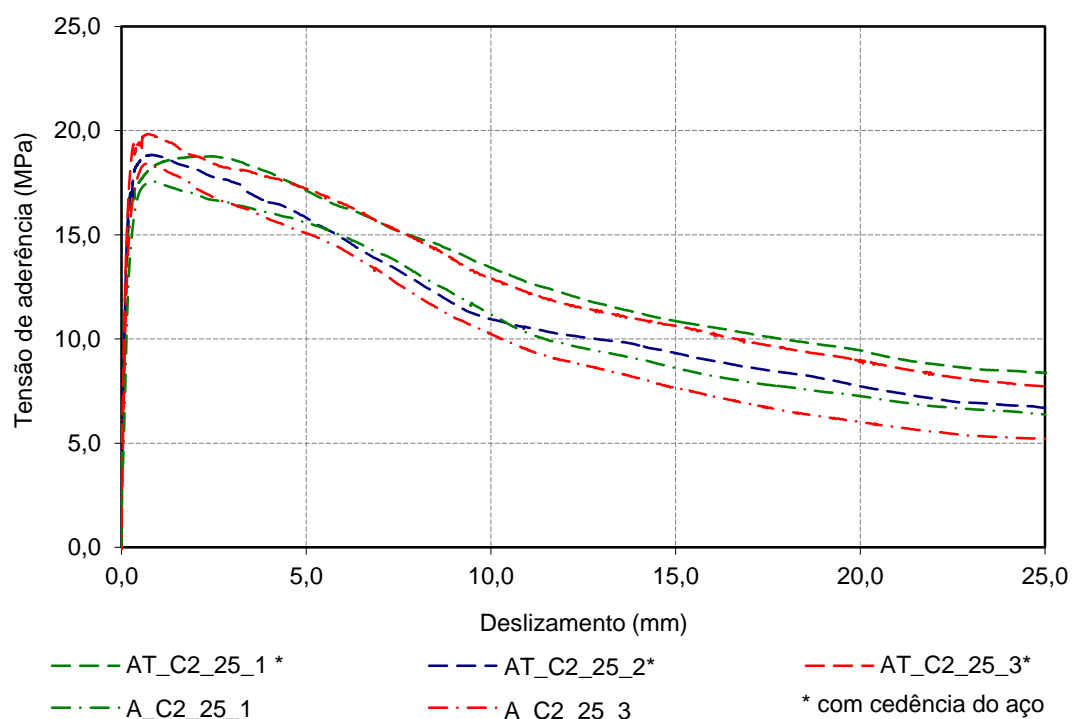


Figura 5.27 – Ensaios monotônicos: resultados obtidos nos provetes de 25 mm dos lotes AT e A, com e sem entrada em cedência da armadura.

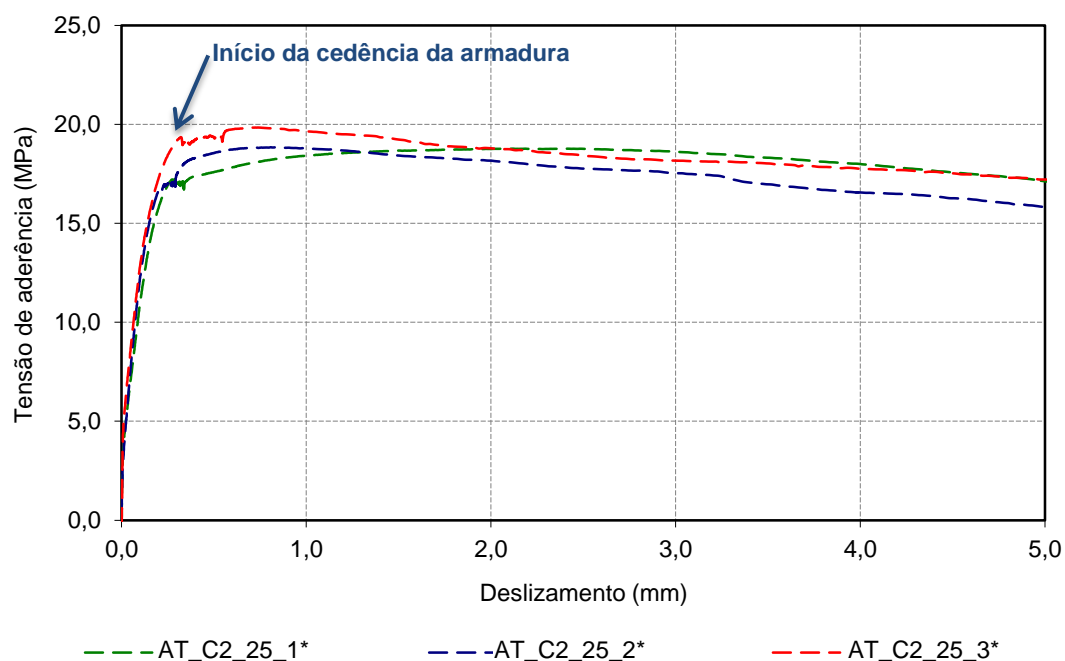


Figura 5.28 – Ensaios monotônicos: detalhe dos resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote AT com cedência da armadura.

Convém ainda referir que, apesar do valor médio do lote A se referir apenas a 2 provetes, este resultado é muito semelhante ao obtido para os ensaios cíclicos do Tipo 4, como se verá mais adiante, uma vez que neste tipo de ensaios a influência da ação cíclica apenas se faz sentir para

valores de deslizamento superiores ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência.

Quadro 5.13 – Ensaio monotônico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 25 mm (lotes A e AT) com betão da classe C50/60.

Provetes	$\tau_{d,média}$ (MPa)	τ_1 (MPa)	S_1 (mm)	$\tau_{(s=5\text{ mm})}$ (MPa)	$\tau_{(s=24,5\text{ mm})}$ (MPa)
A_C2_25	9,8	18,0	0,77	15,3	5,9
AT_C2_25*	11,6	19,2	1,22	16,7	7,7

* com cedência do aço

Relativamente aos provetes dos lotes B e BT verifica-se uma tendência semelhante, uma vez que apesar da tensão máxima de aderência ser inferior no provete com cedência, mantém-se a existência de um aumento da tensão de aderência após início da cedência da armadura até se atingir a tensão de aderência máxima.

Na Figura 5.30 apresentam-se os resultados individuais obtidos nos diversos provetes ensaiados, salientando-se novamente que se representa a tracejado o provete em que foi obtida a entrada em cedência da armadura e a traço ponto traço os provetes que, mesmo pertencendo ao lote BT, não atingiram a cedência da armadura.

Quadro 5.14 – Ensaio monotônico: valores médios da tensão de aderência e deslizamento, para provetes de 25 mm (lotes B e BT) com betão da classe C50/60.

Provetes	$\tau_{d,média}$ (MPa)	τ_1 (MPa)	S_1 (mm)	$\tau_{(s=5\text{ mm})}$ (MPa)	$\tau_{(s=24,5\text{ mm})}$ (MPa)
B_C2_25	9,3	20,4	1,37	17,0	6,5
BT_C2_25	11,7	19,0	1,04	16,3	8,6
BT_C2_25_2*	12,4	18,2	2,55	17,0	8,4

* com cedência do aço

A análise conjunta dos resultados dos provetes em que não foi obtida a cedência da armadura (B e BT) permite obter um valor médio da tensão máxima de aderência que se encontra cerca de 8% acima do valor obtido no provete em que foi obtida a cedência. Esta redução da tensão de aderência está de acordo com o previsto para os varões de 16 mm do lote B, uma vez que foi estimada uma redução inferior a 10%.

Finalmente, comparando estes resultados com os obtidos nos ensaios cíclicos é possível constatar que os resultados obtidos nos provetes do lote B são consistentes com os resultados dos ensaios cíclicos do Tipo 5, assim como o resultado do provete BT_C2_25_2 do lote BT está de acordo com os resultados dos ensaios cíclicos Tipo 2, como se verá adiante.

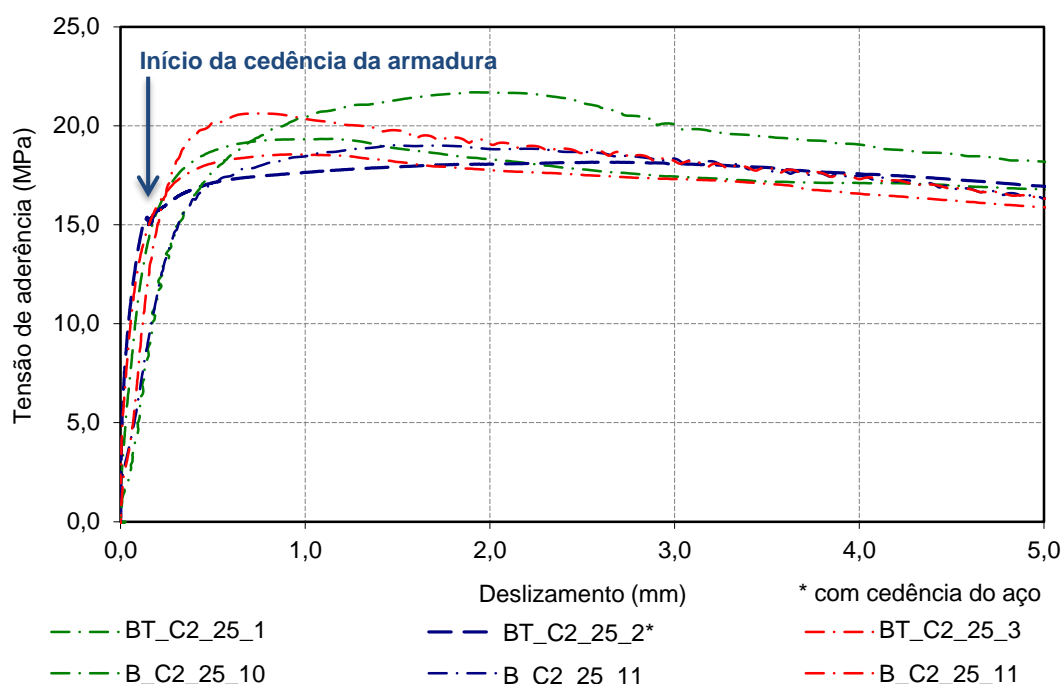


Figura 5.29 – Ensaios monotônicos: resultados obtidos nos provetes de 25 mm dos lotes BT e B, com e sem entrada em cedência da armadura.

Estimativa da extensão imposta nos varões

Com o objetivo de avaliar qual a extensão existente na armadura aquando da rotura da aderência recorreu-se ao registo dos deslocamentos do cabeçote móvel da máquina de ensaio medidos durante a execução de cada ensaio.

Para tal, aferiu-se, para cada um dos provetes de arrancamento, qual o deslocamento medido pela máquina de ensaio quando a armadura entra em cedência ($d_{máq,y}$) e também quando foi atingida a força máxima ($d_{máq,máx.}$). Desta forma é possível ter uma estimativa da parcela de deslocamento que corresponde à deformação do sistema de ensaio e do varão no momento em que o varão entra em cedência, subtraindo ao registo do deslocamento da máquina de ensaio ($d_{máq,y}$), o escorregamento médio registado pelos transdutores de deslocamento aquando da cedência da armadura (s_y).

Para se ter uma estimativa do alongamento que o varão terá na cedência (δ_y), recorreu-se aos ensaios de tração realizados aos varões tendo-se verificado que foi obtida a entrada em cedência da armadura para extensões (ϵ_y) entre os 0,2 e os 0,3%, como é possível verificar pelos gráficos das figuras 5.30 e 5.31, nos quais se apresentam os resultados dos ensaios dos tipos de varões que originaram provetes de arrancamento com cedência da armadura, ou seja lotes B e BT de 16 mm e AT e BT de 25 mm. Desta forma, evidencia-se que o tratamento térmico não tem qualquer influência na extensão de cedência.

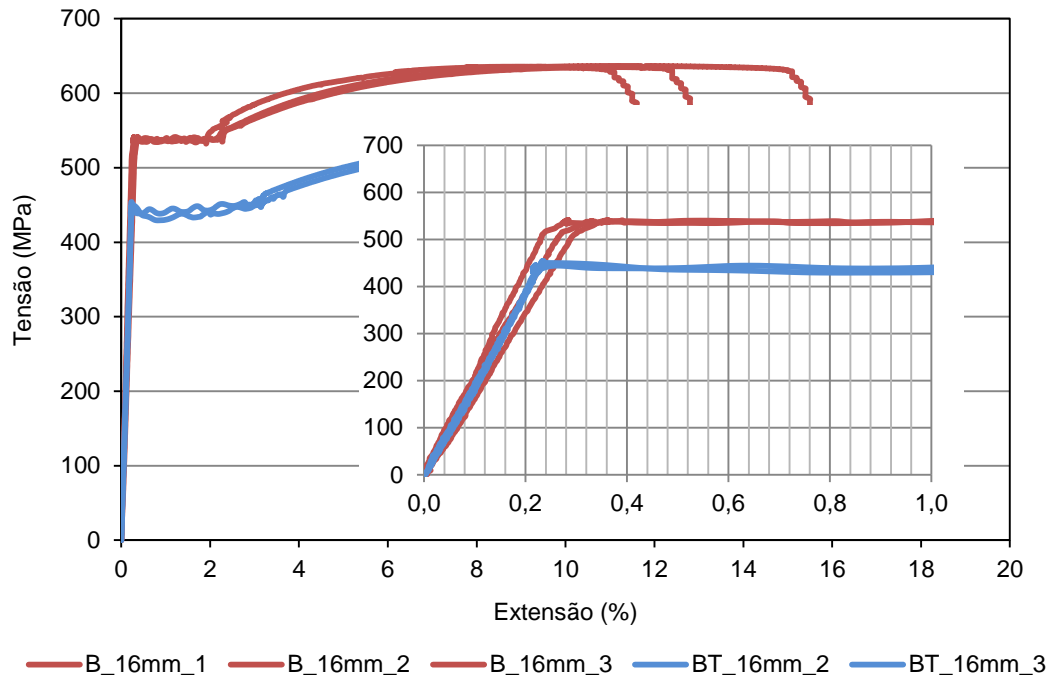


Figura 5.30 – Ensaio de tração em varões de 16 mm: extensão na entrada em cedência da armadura.

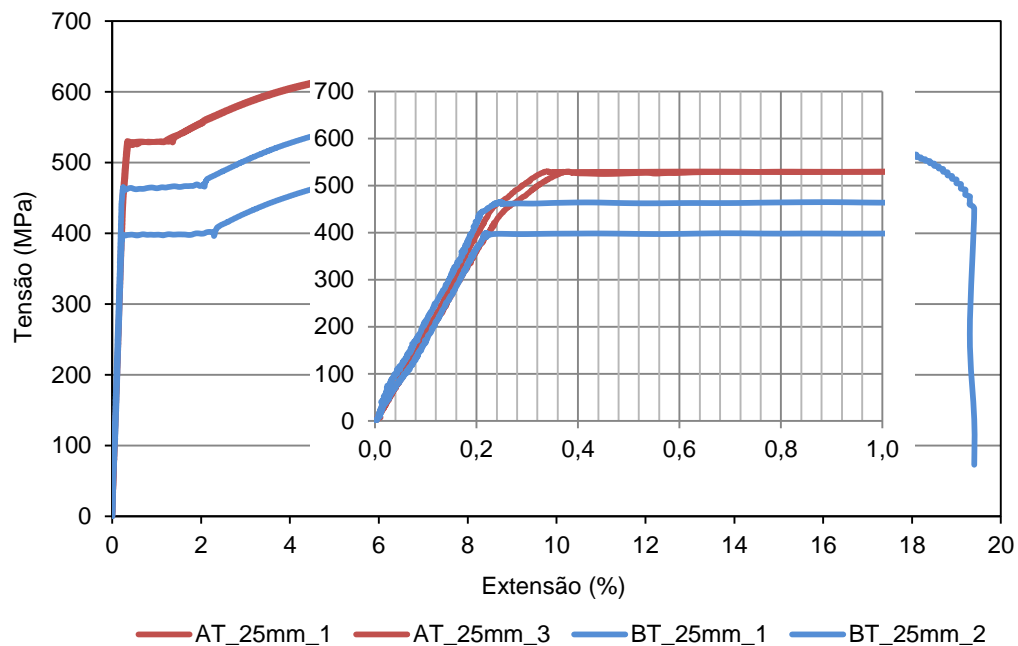


Figura 5.31 – Ensaio de tração em varões de 25 mm: extensão na entrada em cedência da armadura.

Admitindo que, após a entrada em cedência do varão, o deslocamento medido pela máquina de ensaio corresponde essencialmente ao alongamento do varão na totalidade do comprimento entre a zona de amarração ao equipamento de ensaio e a extremidade inferior da zona aderente, cujas dimensões é possível contabilizar através da Figura 5.32, pode-se determinar qual a deformação aproximada existente no varão aquando da força máxima ($\delta_{m\acute{a}x.}$). Assim a

deformação aproximada na força máxima obtém-se subtraindo ao registo do deslocamento medido pelo equipamento de ensaio na força máxima ($d_{máq,máx.}$), o escorregamento médio medido registado pelos transdutores de deslocamento aquando da força máxima ($s_{máx.}$), a deformação do sistema de ensaio obtida aquando da entrada em cedência do varão ($d_{máq,y}-s_y-\delta_y$).

Ou seja:

$$\delta_{máx.} = d_{máq,máx.} - s_{máx.} - d_{máq,y} - s_y - \delta_y \quad 5.14$$

Assim, obtém-se a extensão aproximada existente no varão aquando da força máxima ($\varepsilon_{máx.}$), dividindo a deformação do varão ($\delta_{máx.}$) pelo comprimento inicial ou final da zona tracionada ($L=L_i$ ou L_f).

$$\varepsilon_{máx.} = \left(\frac{\delta_{máx.}}{L} \right) \times 100 \quad 5.15$$

Relativamente ao comprimento da zona tracionada, considerou-se numa primeira fase o comprimento total do varão até ao início da zona aderente (L_i) e posteriormente o comprimento que inclui a totalidade da zona aderente (L_f), o que permite obter uma estimativa da extensão média no varão aquando do seu arrancamento (ver Figura 5.32).

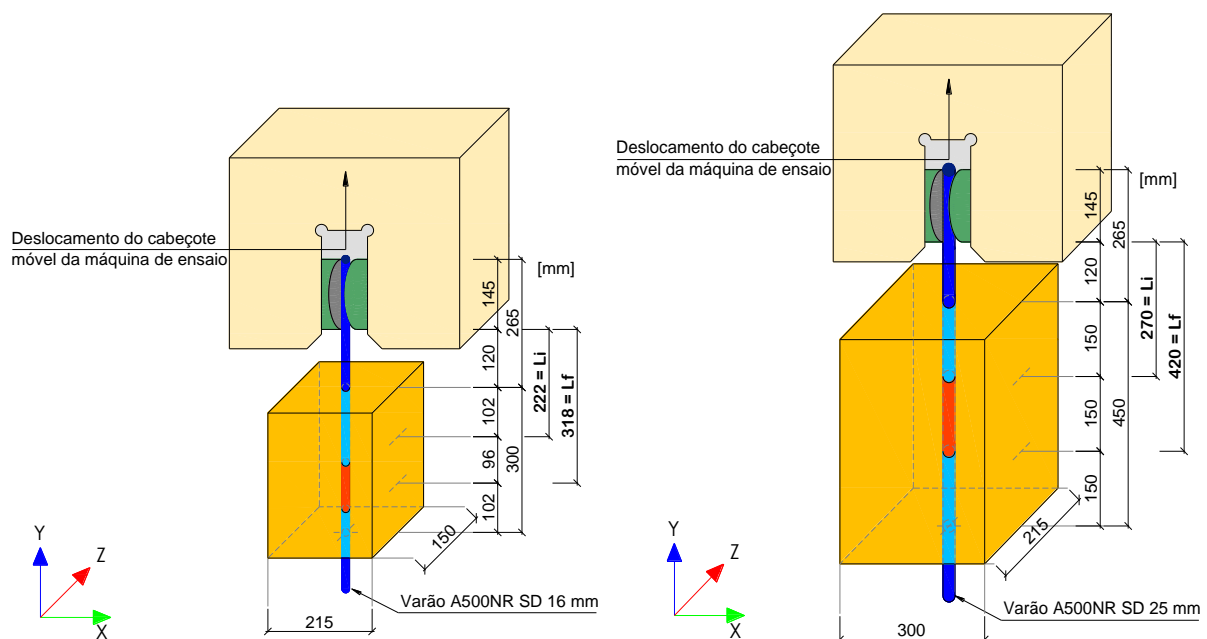


Figura 5.32 – Provetes com varões de 16 mm e 25 mm: comprimento livre entre a zona de amarração e a zona aderente.

Os resultados obtidos nos provetes com varões de 16 mm (Quadro 5.15) demonstram claramente o efeito conseguido com o tratamento térmico, uma vez que a extensão estimada é muito superior nos varões objeto de tratamento.

Nos provetes de ambos os diâmetros (Quadros 5.15 e 5.16), os resultados apontam para que a redução da tensão de aderência não ocorra imediatamente após a entrada em cedência da armadura, mas aparentemente apenas quando há uma redução da secção transversal dos varões suficientemente importante para reduzir o efeito da existência de nervuras.

Quadro 5.15 – Estimativa da extensão na força máxima, para provetes de 16 mm (lotes B e BT), com betão de maior resistência.

		B_C2_16_2		B_C2_16_3		BT_C2_16_1		BT_C2_16_2		BT_C2_16_3	
L_i / L_f	(mm)	222	318	222	318	222	318	222	318	222	318
s_y	(mm)	0,38		0,31		0,11		0,13		0,18	
$d_{máq,y}$	(mm)	2,97		3,84		2,24		2,41		2,67	
$s_{máx.}$	(mm)	1,87		1,05		1,52		1,19		1,13	
$d_{máq,máx.}$	(mm)	9,74		11,29		26,94		22,31		13,32	
δ_y	(mm)	0,67	0,95	0,67	0,95	0,67	0,95	0,67	0,95	0,67	0,95
$\delta_{máx.}$	(mm)	5,94	6,23	7,38	7,67	23,95	24,24	19,49	19,78	10,37	10,65
$\epsilon_{máx.}$	(%)	2,7%	2,0%	3,3%	2,4%	10,8%	7,6%	8,8%	6,2%	4,7%	3,4%
$\epsilon_{máx.}$	(%)										
<i>Valor médio</i>		2,3%		2,9%		9,2%		7,5%		4,0%	

Quadro 5.16 – Estimativa da extensão na força máxima, para provetes de 25 mm (lotes AT e BT), com betão de maior resistência.

		AT_C2_25_2		AT_C2_25_3		BT_C2_25_2	
L_i / L_f	(mm)	270	420	270	420	270	420
s_y	(mm)	0,21		0,33		0,13	
$d_{eq,y}$	(mm)	3,97		4,16		3,48	
$s_{máx.}$	(mm)	0,81		0,72		2,55	
$d_{eq,máx.}$	(mm)	16,32		10,31		23,91	
δ_y	(mm)	0,81	1,26	0,81	1,26	0,81	1,26
$\delta_{máx.}$	(mm)	12,56	13,01	6,56	7,01	18,82	19,27
$\epsilon_{máx.}$	(%)	4,7%	3,1%	2,4%	1,7%	7,0%	4,6%
$\epsilon_{máx.}$	(%)						
<i>Valor médio</i>		3,9%		2,1%		5,8%	

A título exemplificativo apresenta-se na figura seguinte, qual a deformação plástica do provete B_C2_16_2, obtida a partir do registo do deslocamento do equipamento de ensaio deduzindo o escorregamento, a deformação elástica e a deformação do sistema de ensaio a partir do instante em que o varão entra em cedência.

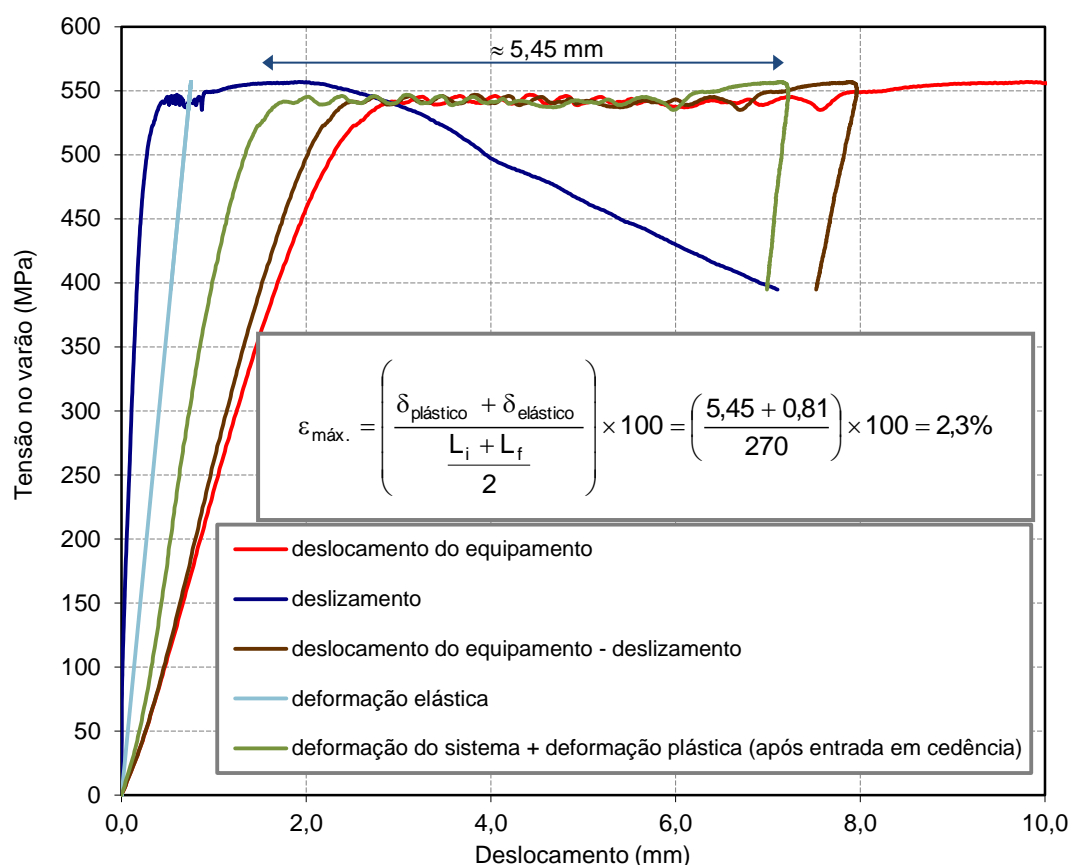


Figura 5.33 – Provete B_C2_16_2: detalhe da zona de deformação plástica e estimativa da extensão.

Em resumo, nos ensaios em regime monotónico tanto nos provetes com varões de 16 mm como nos provetes com varões de 25 mm verifica-se que o efeito da entrada em cedência da armadura se traduz essencialmente num aumento do deslizamento, não ocorrendo uma redução brusca da tensão de aderência imediatamente após o início da entrada em cedência da armadura. O referido aumento de deslizamento é mais reduzido quando a cedência da armadura ocorre no ramo ascendente da curva tensão de aderência-deslizamento e aumenta consideravelmente se a cedência da armadura ocorrer já mais próximo da tensão máxima de aderência.

Os resultados obtidos nos provetes de 25 mm e a estimativa apresentada para os varões de 16 mm apontam para que a entrada em cedência da armadura conduza a uma redução da tensão de aderência máxima inferior a 10%.

5.3.2 - Ensaios cíclicos alternados

Para avaliar o desempenho dos provetes com diferentes características, realizaram-se diversos tipos de ensaios cíclicos, com a divisão por grupo de provetes do Quadro 4.12 e com a história de carga que se apresenta no quadro seguinte.

Quadro 5.17 – Identificação do tipo de ensaio realizado e do respetivo deslizamento imposto, em cada conjunto de provetes.

Provetes	Tipo de ensaio cíclico realizado e deslizamento imposto (mm)				
	T1	T2	T3	T4	T5
A_C1_16	± 0,23 (3p) ± 0,15 (3p)				
B_C1_16	± 0,23 (3p) ± 0,15 (3p)				
AT_C1_16	± 0,22 (6p)				
BT_C1_16	± 0,17 (3p)				
A_C2_16	± 0,18 (3p)				
B_C2_16	± 0,15 (3p)				
AT_C2_16	± 0,25 (3p)	± 0,25 (3p)			
BT_C2_16	± 0,23 (3p)	± 0,23 (3p)			
A_C1_25	± 0,15 (3p)	± 0,90 (3p)			
B_C1_25	± 0,20 (3p)		0-0,20 (3p)		
AT_C1_25	± 0,30 (3p)				
BT_C1_25					
A_C2_25	± 0,20 (3p)			0-0,90 (3p)	
B_C2_25	± 0,20 (3p)				0-7,50 (3p)
AT_C2_25	± 0,15 (3p)	± 0,90 (3p)			
BT_C2_25	± 0,17 (3p)	± 0,22 (2p) ± 0,90 (1p)			

(p) – número de provetes

Numa primeira fase e considerando que se pretende quantificar a degradação da tensão máxima de aderência devida à imposição da ação cíclica realizaram-se os ensaios do tipo T1, que se referem à imposição de 10 ciclos com níveis de deslizamento alternados, inferiores ao deslizamento médio obtido para a tensão de aderência máxima (Figura 5.34).

O deslizamento imposto especificado esteve, para cada conjunto de provetes ensaiado, associado ao valor da tensão de aderência máxima, tendo sido escolhido para que fosse o deslizamento correspondente a aproximadamente 80% da tensão de aderência máxima.

Neste tipo de ensaios, os estudos realizados [11] admitem que é expectável uma redução da tensão máxima de aderência que pode ir aos 20%. Assim, apresentam-se na figura e quadros seguintes os resultados médios obtidos para a tensão máxima de aderência (τ_1) e respetivo deslizamento (s_1) para os ensaios cíclicos Tipo 1 realizados (símbolo cheio - ♦) bem como os resultados médios dos ensaios monotónicos (símbolo vazio - ◇).

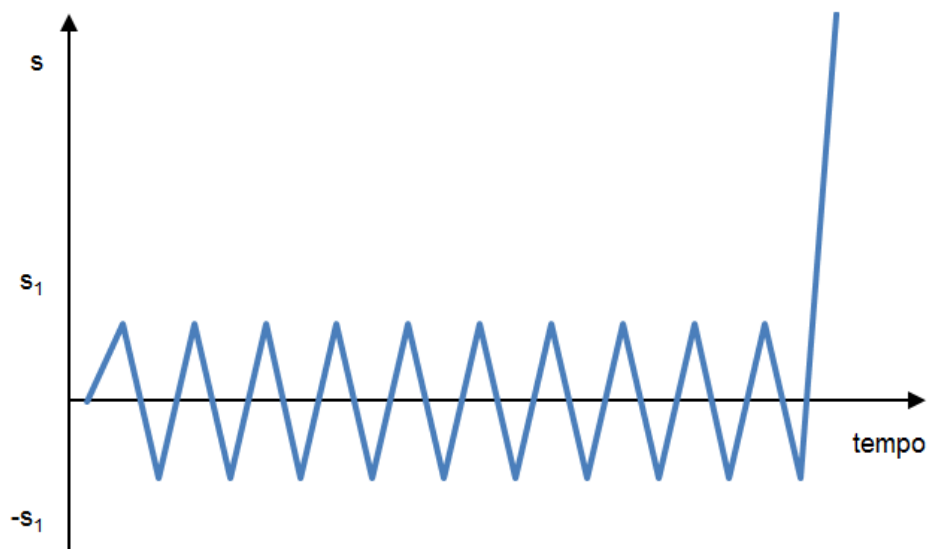


Figura 5.34 – Ensaios Tipo T1: exemplificação da relação deslizamento imposto - tempo.

A tensão de aderência correspondente a 40% da tensão máxima (τ_3) e respetivo deslizamento (s_3) nem sempre foram alcançados durante o decorrer dos ensaios, por se tratar de valores relativamente baixos em alguns tipos de ensaios. Assim, opta-se por apresentar sempre que necessário, em alternativa, os últimos resultados da tensão de aderência e deslizamento registados e que, na prática estão relativamente perto de representar a tensão de atrito (τ_f) que se desenvolve na ligação, a partir de determinado deslizamento (s_f), conforme é possível confirmar pelos gráficos.

Quadro 5.18 – Resultados obtidos nos ensaios monotónicos e cíclicos do Tipo 1 em betão de menor resistência.

Tipo de Ensaio	Provetes	d (mm)	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	τ_3 (MPa)	s_3 (mm)	τ_f (MPa)	s_f (mm)
Monotónico	A_C1_16	16	15,8	1,25	6,3	13,34	4,2	24,50
	B_C1_16		18,0	1,07	7,2	12,29	4,0	24,50
Cíclico Tipo 1	A_C1_16		13,8	1,58	5,5	13,54	5,6	13,36
	B_C1_16		15,8	1,30	6,3	14,03	6,6	13,32
Monotónico	A_C1_25	25	17,3	0,72	6,9	20,60	6,24	24,50
	B_C1_25		16,1	1,26	6,4	18,97	5,46	24,50
Cíclico Tipo 1	A_C1_25		14,4	1,68	6,1	-	9,3	10,09
	B_C1_25		15,9	1,52	6,4	-	10,8	10,01

Salienta-se também que, no caso dos varões de 16 mm de betão de resistência normal, se incluíram os resultados dos ensaios cíclicos realizados nos provetes dos lotes AT e BT, uma vez que, como foi referido anteriormente, para os ensaios monotónicos, não foi obtida a entrada em cedência da armadura. Este procedimento foi adotado porque os resultados médios obtidos nos lotes AT e BT são muito próximos dos obtidos para os lotes A e B e porque permite ter uma

maior amostragem para a comparação do desempenho dos provetes com maior e menor área relativa das nervuras, conforme se verá na secção 5.3.2.2.

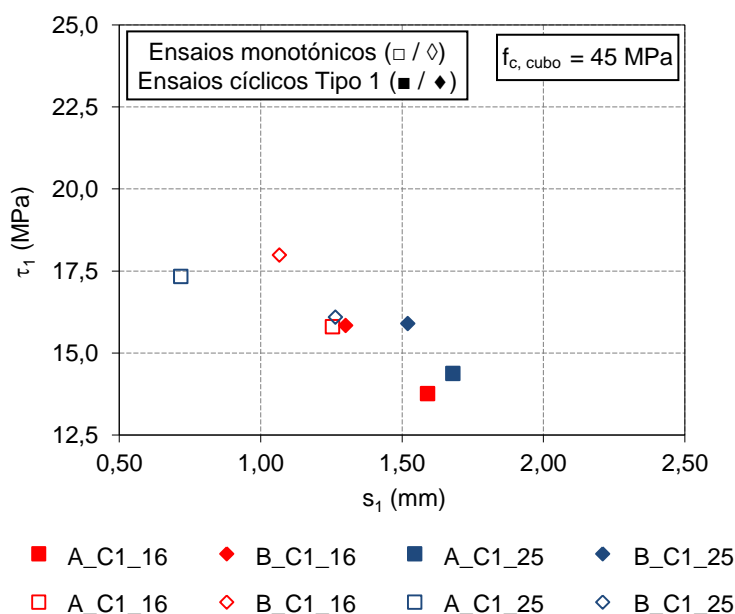


Figura 5.35 – Comparação entre os resultados obtidos nos ensaios monotônicos e cíclicos envolvendo varões de 16 e 25 mm, nos lotes A e B com betão de menor resistência.

Nos provetes de 25 mm de diâmetro, em face da proximidade dos valores da área relativa das nervuras transversais dos lotes A e B, optou-se não por realizar os ensaios nos provetes do lote BT, não se tendo portanto agrupado os resultados dos lotes AT e BT. Privilegiou-se assim a preservação de provetes para a realização de outros tipos de ensaios, conforme se verá mais adiante nesta secção.

Relativamente aos ensaios cíclicos do Tipo 1, realizados em provetes com betão de maior resistência, os resultados obtidos evidenciam que a degradação da tensão de aderência é menos significativa neste tipo de provetes, em particular nos provetes com varões de menor diâmetro. Porém, existe um agravamento do deslizamento correspondente e da tensão máxima de aderência que é mais significativo nos provetes com varões de 25 mm de diâmetro.

Tal como sucedeu aquando da discussão dos resultados dos ensaios monotônicos, a análise dos resultados dos ensaios do Tipo 1, que se fará parâmetro a parâmetro, após a apresentação dos restantes tipos de ensaios realizados, tem que ser feita tendo em consideração que os resultados apresentados, relativamente aos provetes de 16 mm do lote B e de 25 mm nos lotes A e B, incluem provetes em que foi obtida a entrada em cedência da armadura.

Quadro 5.19 – Resultados obtidos nos ensaios monotônicos e cíclicos do Tipo 1 em betão de maior resistência.

Tipo de Ensaio	Provetes	d (mm)	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	τ_3 (MPa)	s_3 (mm)	τ_f (MPa)	s_f (mm)
Monotónico	A_C2_16	16	22,1	0,77	8,9	17,35	6,6	24,50
	B_C2_16		22,2	1,66	8,9	14,39	7,5	24,50
Cíclico Tipo 1	A_C2_16		20,6	1,24	8,2	14,53	9,7	13,21
	B_C2_16		23,2	1,28	9,3	16,91	11,9	13,22
Monotónico	A_C2_25	25	18,0	0,77	7,2	18,29	5,8	24,50
	B_C2_25		17,9	1,75	6,3	17,82	5,5	24,50
Cíclico Tipo 1	A_C2_25		15,6	2,43	6,3	-	9,8	9,34
	B_C2_25		17,3	1,69	6,9	-	10,6	10,09

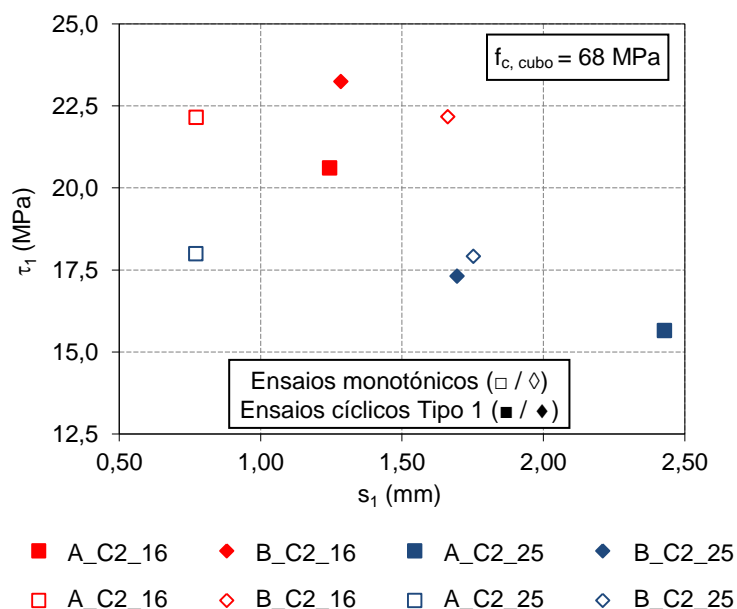


Figura 5.36 – Comparação entre os resultados obtidos nos ensaios monotônicos e cíclicos envolvendo varões de 16 e 25 mm, nos lotes A e B com betão de maior resistência.

Para além dos ensaios do tipo 1 em provetes dos lotes A, B, AT e BT de varões de 16 mm e 25 mm em betão de resistência normal e de maior resistência cujos resultados foram anteriormente apresentados, realizaram-se outros ensaios, conforme foi previsto no Quadro 4.12 e no Quadro 5.17.

Nestes ensaios foram impostos deslizamentos em função do tempo conforme se apresenta Figura 5.37, respetivamente para os ensaios do Tipo 2, do Tipo 3, do Tipo 4 e do Tipo 5.

Refere-se ainda que, no caso dos ensaios do Tipo 2 e Tipo 4 em que se obteve uma tensão de aderência máxima inferior à obtida no primeiro ciclo, se apresentam ambos os resultados no

quadro seguinte, uma vez que assim é possível quantificar a degradação que existe ao nível da tensão máxima de aderência à medida que o deslizamento imposto aumenta.

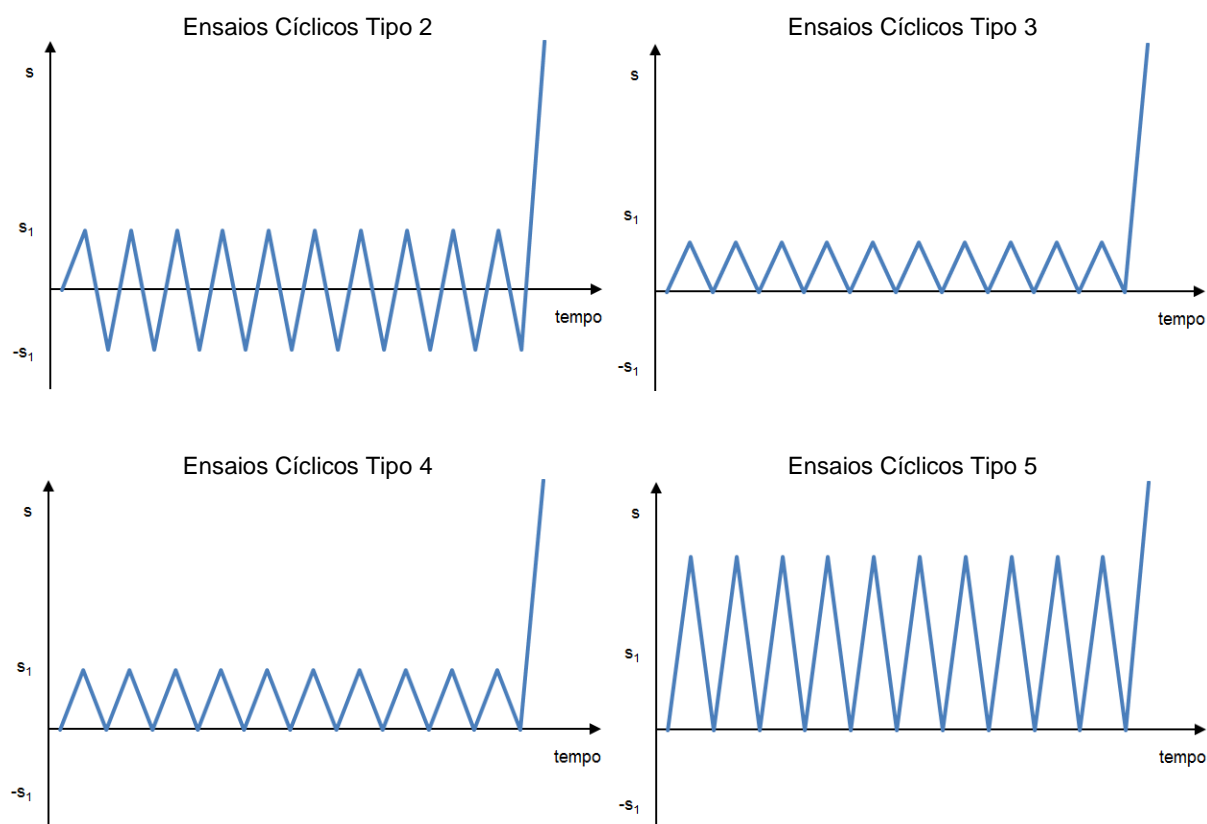


Figura 5.37 – Ensaio Tipo T2, T3, T4 e T5: exemplificação da relação deslizamento imposto - tempo.

Quadro 5.20 – Resultados obtidos em diversos tipos de ensaios cíclicos alternados realizados em varões de 25 mm.

Tipo de Ensaio	Provetes	d (mm)	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	τ_3 (MPa)	s_3 (mm)	τ_f (MPa)	s_f (mm)
Cíclico Tipo 1	AT_C1_25	25	12,9	2,01	5,2	-	4,3	22,18
Cíclico Tipo 2	A_C1_25	25	18,8 12,5	0,77 3,73	7,5	13,72	5,7	24,83
Cíclico Tipo 3	B_C1_25	25	17,2	1,02	7,2	-	7,3	19,66
Cíclico Tipo 4	A_C2_25	25	18,4 16,4	0,92 2,87	7,3	16,44	5,6	20,25
Cíclico Tipo 5	B_C2_25	25	20,6	1,07	8,3	7,55	4,4	13,57

Comparando os resultados obtidos nos ensaios do Tipo 1 dos provetes de 25 mm dos lotes A e AT constata-se que, com a duplicação do deslizamento imposto, passando de 0,15 mm para 0,30 mm, existe uma redução de cerca de 10% da tensão de aderência máxima e um aumento de 20% do deslizamento correspondente.

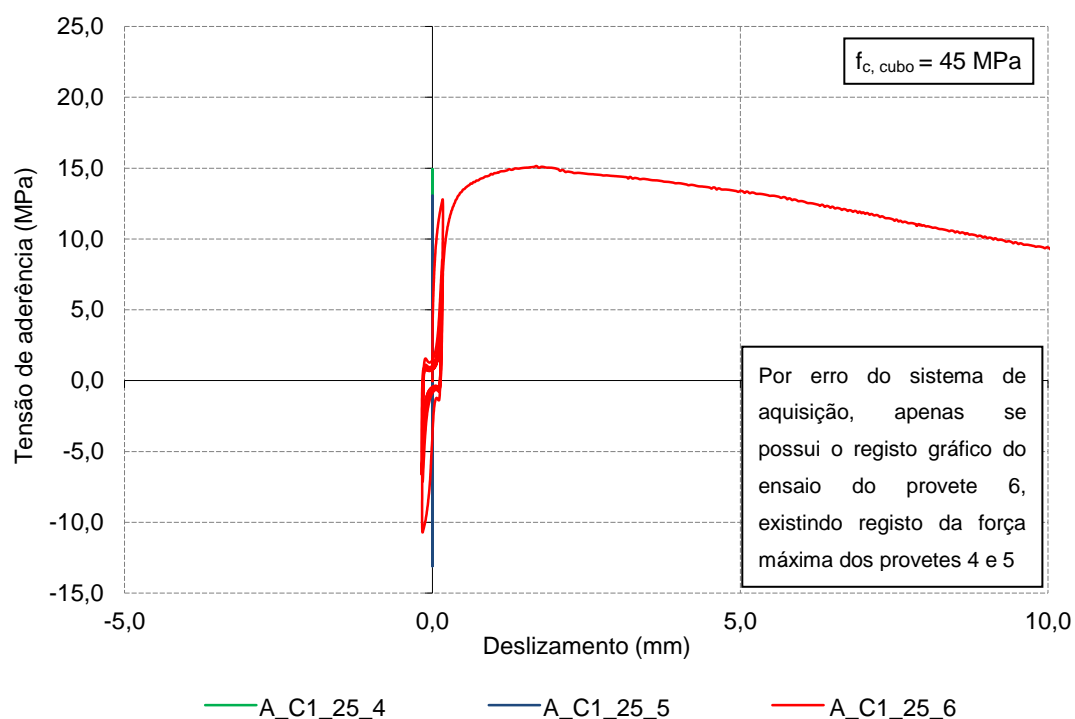


Figura 5.38 – Ensaios cíclicos Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de menor resistência.

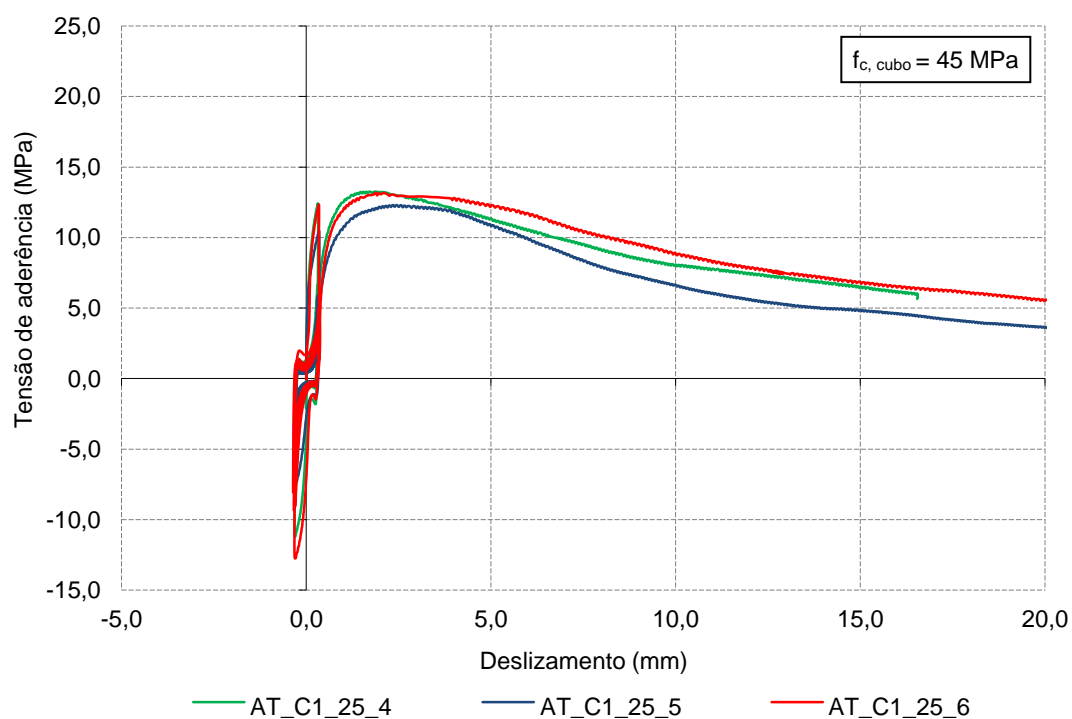


Figura 5.39 – Ensaios cíclicos Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote AT em betão de menor resistência.

Da mesma forma, nos ensaios do Tipo 2 realizados sobre os provetes do lote A (Figura 5.40) se verifica que, apesar de, no primeiro ciclo se atingir uma tensão de aderência da ordem de

grandeza da obtida em regime monotônico, a imposição da ação cíclica com um elevado deslizamento ($\pm 0,90$ mm), conduz a uma redução drástica da tensão de aderência (cerca de 33%), passando de um valor médio de 18,8 MPa no primeiro ciclo para 12,5 MPa após a imposição de 10 ciclos.

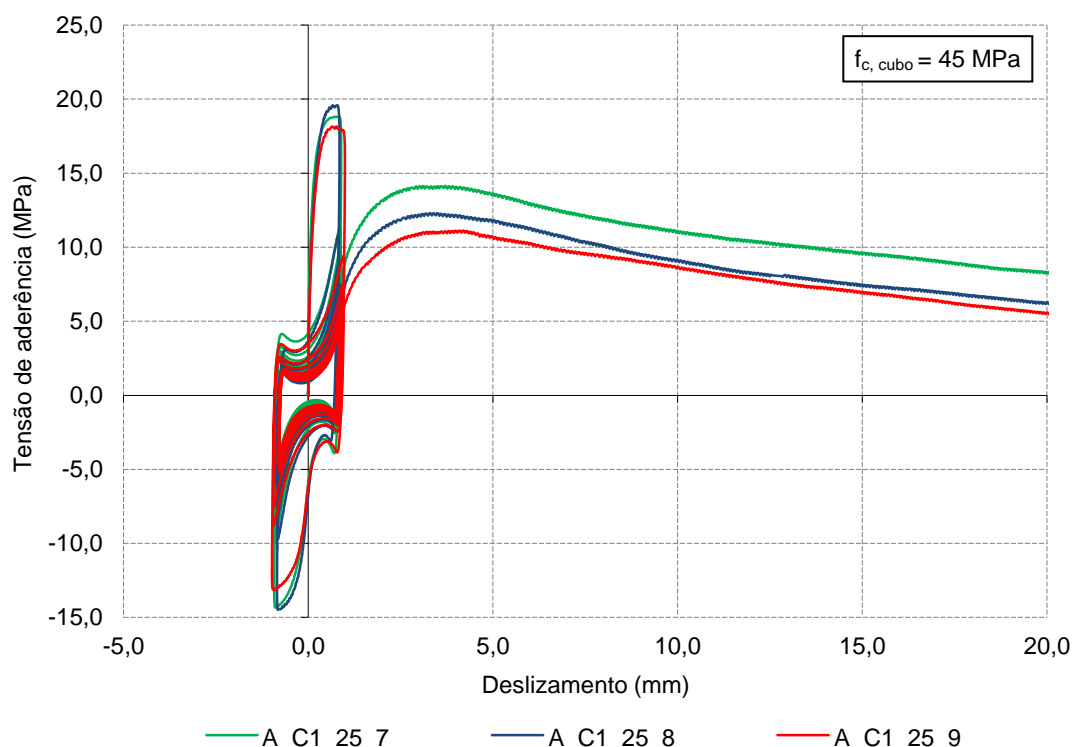


Figura 5.40 – Ensaio cíclicos tipo 2: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de menor resistência.

Para se analisar a influência do tipo de ação cíclica imposta é possível comparar os ensaios Tipo 1 e 3 nos provetes de 25 mm do lote B (Figura 5.41 e Figura 5.42). Neste grupo de provetes, a variação entre ensaios cíclicos entre 0 e 0,20 mm e ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto de $\pm 0,20$ mm origina, uma redução da tensão máxima de aderência da ordem dos 8% com um agravamento do correspondente deslizamento no caso da ação alternada, o que se revela conforme a literatura de referência.

Nos provetes de 25 mm de betão de maior resistência do lote A, os resultados dos ensaios dos tipos 1 e 4 (Figura 5.43 e Figura 5.44) corroboram os resultados obtidos no betão de menor resistência, uma vez que, nos ensaios cíclicos entre 0 e 0,90 mm as tensões de aderência máximas são mais elevadas, mesmo com a imposição de um deslizamento muito superior. Por outro lado, o deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima é superior quando o deslizamento imposto também é mais elevado.

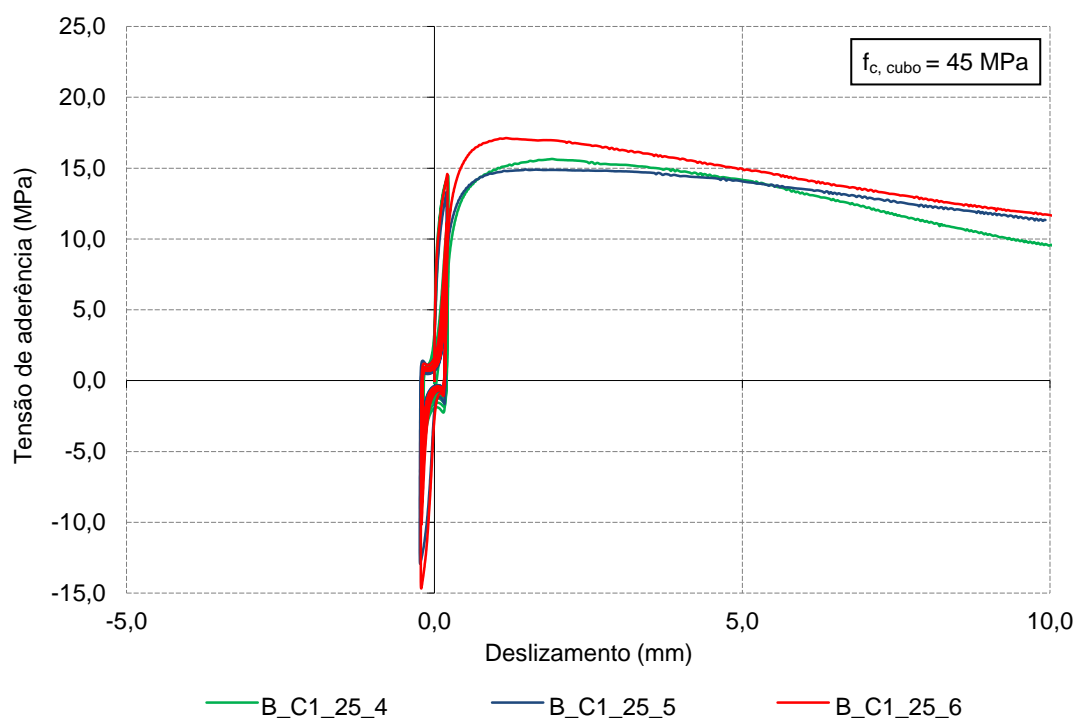


Figura 5.41 – Ensaios cíclicos Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de menor resistência.

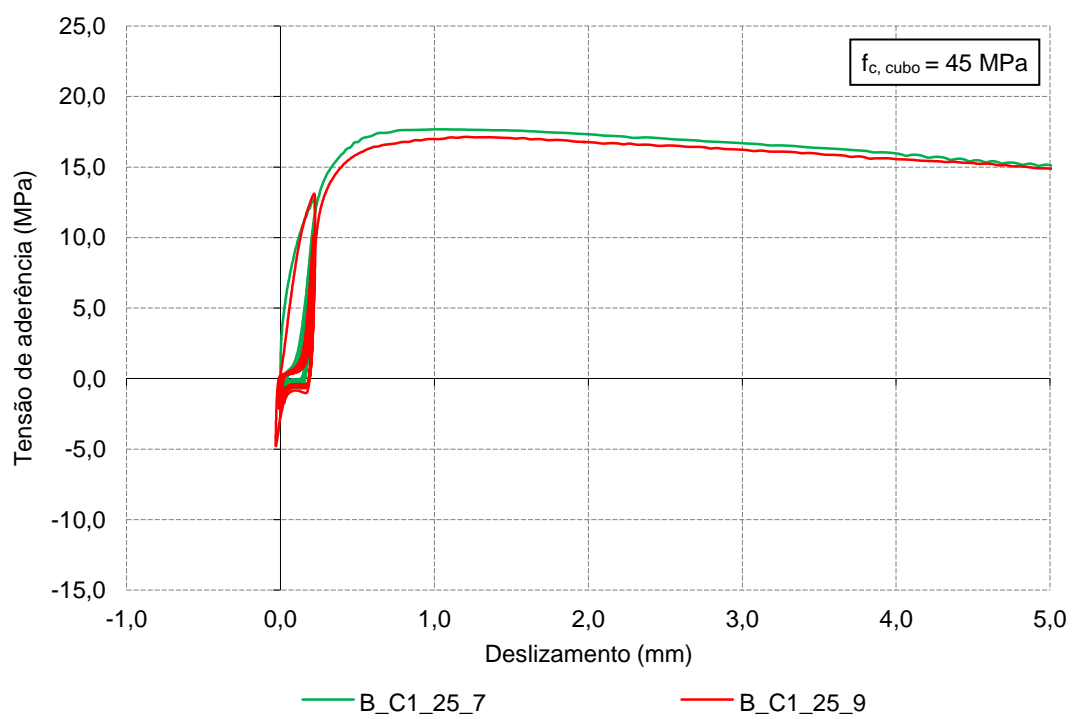


Figura 5.42 – Ensaios cíclicos Tipo 3: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de menor resistência.

Relativamente aos provetes de 25 mm do lote B em betão de maior resistência, verifica-se que o valor médio obtido nos ensaios cíclicos do Tipo 1 (Figura 5.45) não é substancialmente inferior

ao obtido em regime monotónico e também não é da ordem de grandeza da degradação obtida nos varões do lote A.

Paralelamente constata-se também que os resultados obtidos nos ensaios do Tipo 5 (Figura 5.46) evidenciam que a tensão máxima de aderência que se obtém no primeiro ciclo deveria ser da mesma ordem de grandeza da obtida em regime monotónico, na medida em que a imposição da ação cíclica só é feita para um deslizamento muito superior ao correspondente à tensão de aderência máxima. Neste tipo de ensaio é evidente que a imposição da ação cíclica, mesmo que não alternada, com um deslizamento elevado, conduz a que a tensão máxima que se obtém após os ciclos seja muito próxima da tensão de atrito.

Portanto, conjugando os resultados de ambos os tipos de ensaios cíclicos do lote B (Tipo 1 e 5) verifica-se que o valor médio da tensão de aderência máxima obtido nos ensaios monotónicos não é consistente com os restantes resultados obtidos, uma vez que os valores da tensão de aderência máxima dos ensaios cíclicos Tipo 5 são superiores aos obtidos em regime monotónico, o que não está de acordo com o expectável, na medida em que neste caso os resultados deveriam ser idênticos.

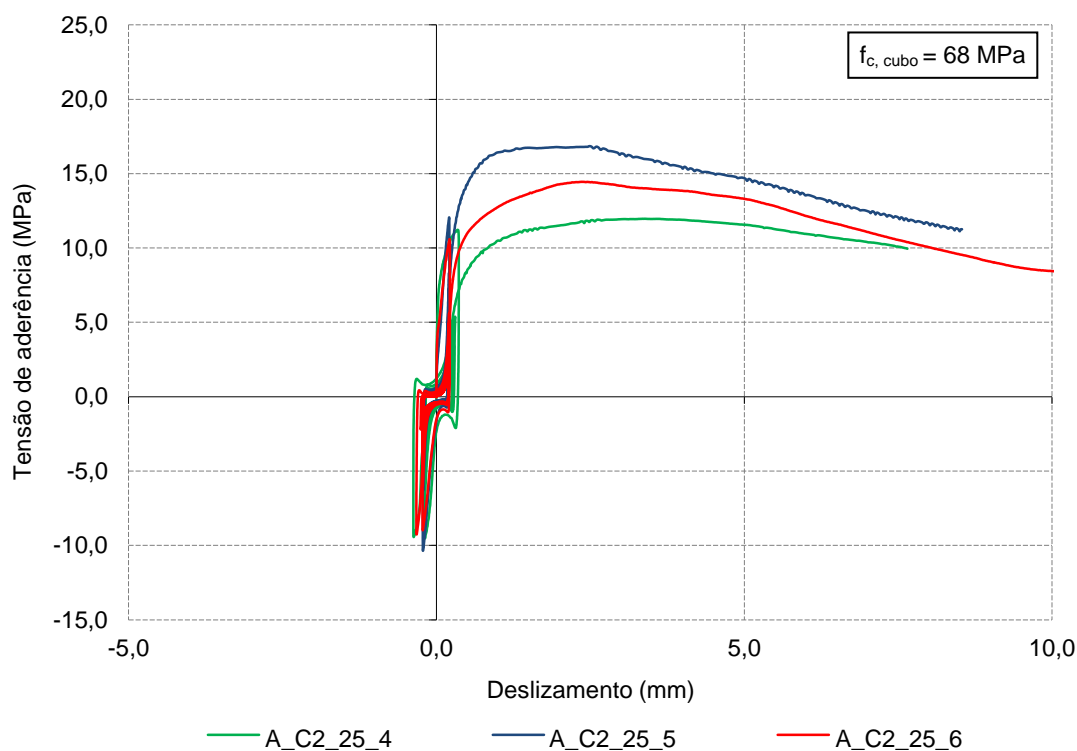


Figura 5.43 – Ensaios cíclicos Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de maior resistência.

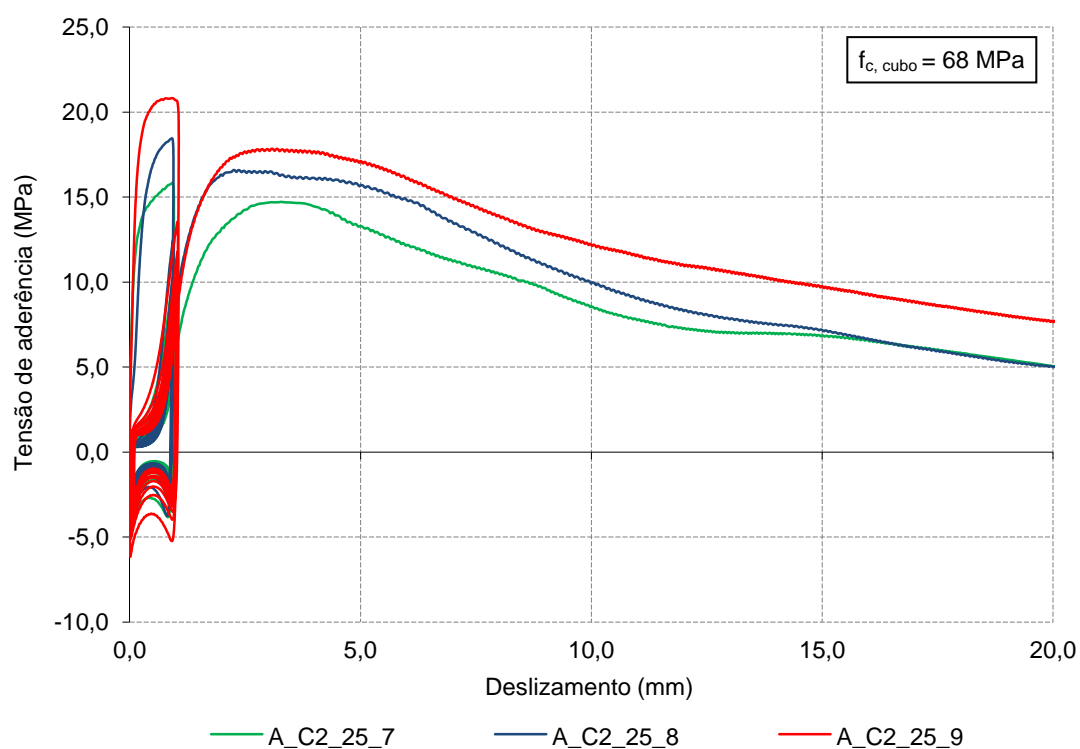


Figura 5.44 – Ensaios cíclicos Tipo 4: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote A em betão de maior resistência.

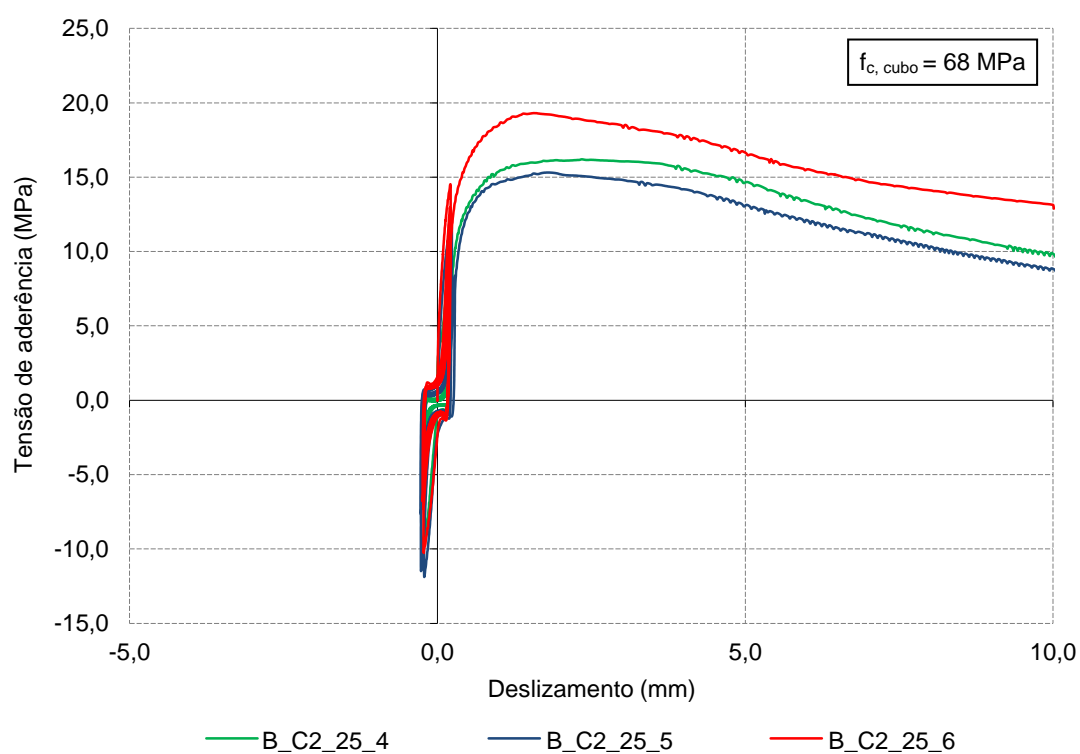


Figura 5.45 – Ensaios cíclicos Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de maior resistência.

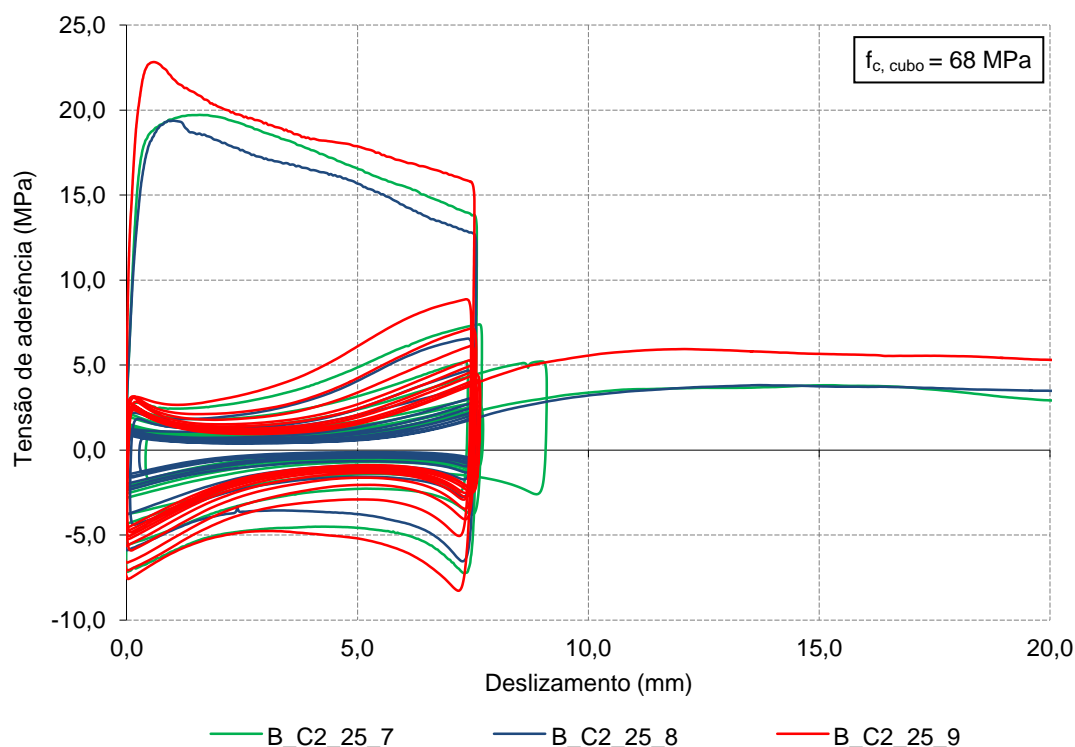


Figura 5.46 – Ensaio cíclicos Tipo 5: resultados obtidos nos provetes de 25 mm do lote B em betão de maior resistência.

Para caracterizar a influência de cada um dos parâmetros, tal como se fez para os ensaios monotónicos, apresentam-se nas secções seguintes os resultados obtidos nos ensaios cíclicos do Tipo 1, em função do diâmetro, da área relativa das nervuras transversais, do tipo de betão e explora-se também o efeito da entrada em cedência da armadura. Sempre que adequado, comparam-se estes resultados com os obtidos nos restantes tipos de ensaios realizados.

Salienta-se também que os resultados dos ensaios do Tipo 5 evidenciam uma quebra de aderência muito acentuada, o que também já tinha sido revelado pelos ensaios desenvolvidos por Eligehausen [11]. Este facto deve portanto ser tido em consideração, uma vez que em zonas muito solicitadas, como seja a zona de uma viga junto a um pilar, pode condicionar o funcionamento de zonas de emenda ou amarração.

5.3.2.1 - Efeito do diâmetro

Sob o ponto de vista do diâmetro da armadura ensaiada, verifica-se através da análise conjunta da Figura 5.22 e da Figura 5.47, que a redução da tensão de aderência associada à ação cíclica é ligeiramente superior aos restantes ensaios, nos varões de 25 mm do lote A em ambos os betões (17%), registando-se também um aumento considerável do deslizamento associado à tensão máxima de aderência. Tal como nos ensaios monotónicos, verifica-se que o aumento da tensão de aderência devido ao aumento da resistência do betão é inferior nos provetes com varões de maior diâmetro.

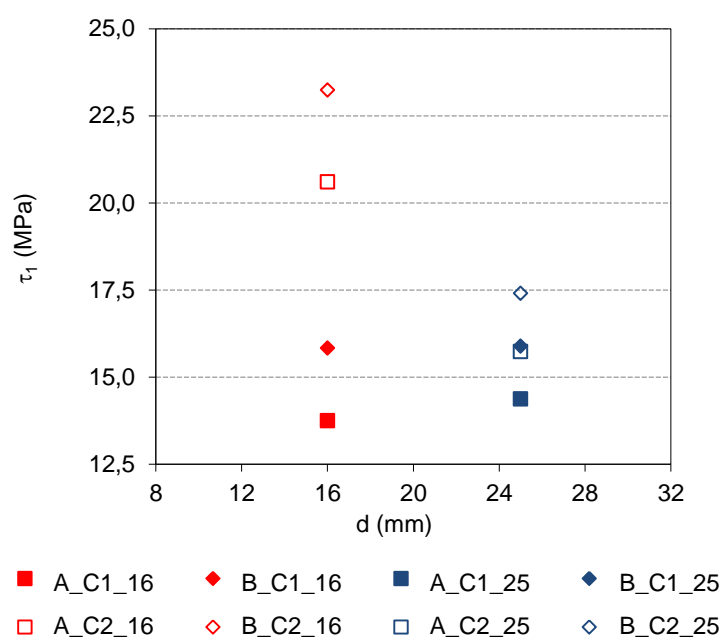


Figura 5.47 – Influência do diâmetro (d) na tensão máxima de aderência (τ_1), obtida nos ensaios cíclicos Tipo 1.

5.3.2.2 - Efeito da maior área relativa das nervuras transversais

Tal como seria de prever, em face dos estudos já realizados para a influência da área relativa das nervuras transversais [34], o seu aumento traduz-se num aumento menos significativo da tensão máxima de aderência nos varões de 25 mm de diâmetro, em ambos os betões (ver Figura 5.48).

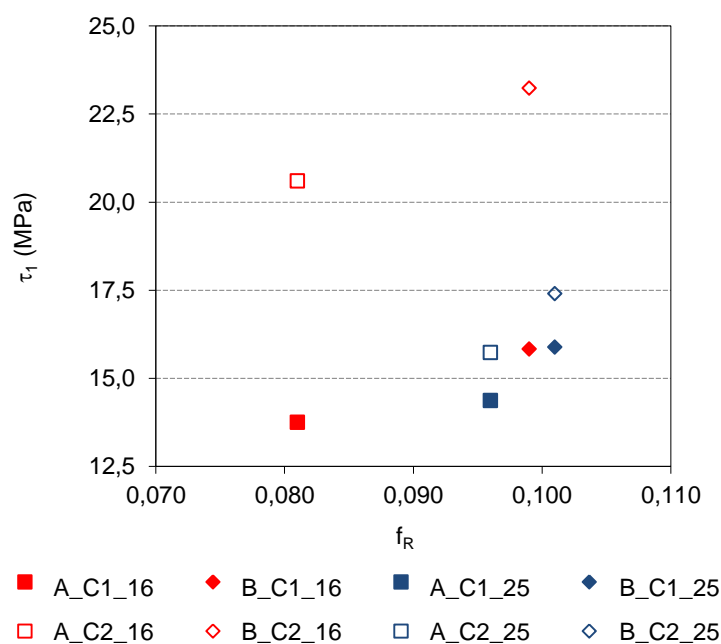


Figura 5.48 – Influência da área relativa nas nervuras transversais (f_R) na tensão máxima de aderência (τ_1), obtida nos ensaios cíclicos Tipo 1.

No caso dos varões de 16 mm, a redução da tensão máxima de aderência devida à imposição da ação cíclica alternada é da mesma ordem de grandeza para ambos os lotes A e B (13%), sendo de salientar que o acréscimo da tensão máxima de aderência entre os lotes é da ordem dos 15%, com uma redução do deslizamento que ronda os 18%.

Analisando em particular os resultados obtidos nos ensaios cíclicos realizados num conjunto de 17 provetes de betão de menor resistência, com varões do lote A (9 provetes) e do lote B (8 provetes) obtém-se o andamento médio da relação tensão de aderência-deslizamento de cada conjunto que se ilustra na Figura 5.49 e na Figura 5.50 respetivamente, sendo de salientar que foi excluído o provete B_C1_16_4 por apresentar um comportamento muito díspar dos restantes (ver Figura 5.50).

Para além do menor deslizamento e da maior tensão máxima de aderência, o andamento médio obtido para ambos os lotes (A e B) evidencia uma maior rigidez do ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento nos provetes do lote B, o que é compatível com os resultados dos trabalhos existentes sobre varões com maior área relativa das nervuras transversais (ver Figura 5.51).

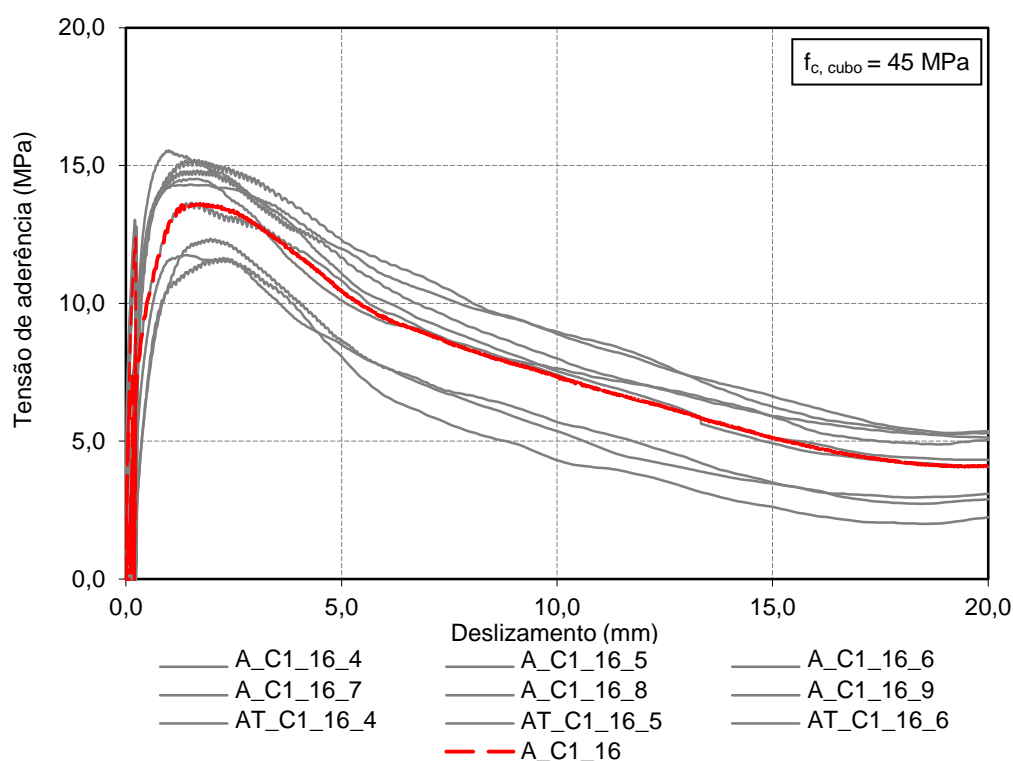


Figura 5.49 – Ensaio cíclicos Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes A e AT em betão de menor resistência.

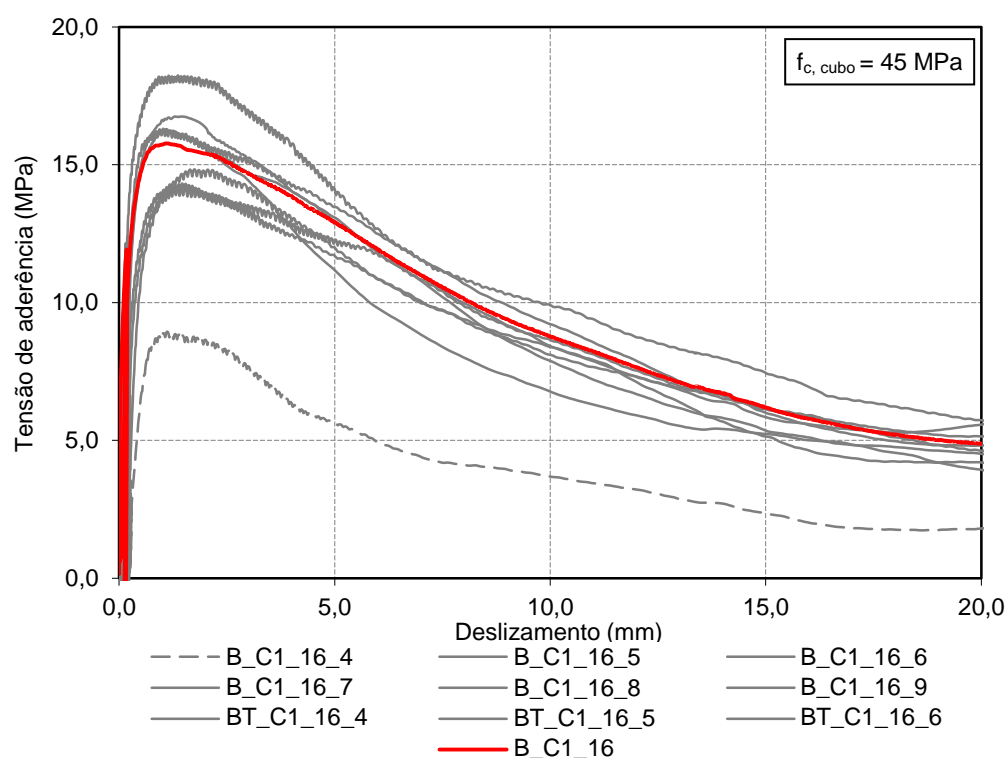


Figura 5.50 – Ensaio cíclico Tipo 1: resultados obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes B e BT em betão de menor resistência.

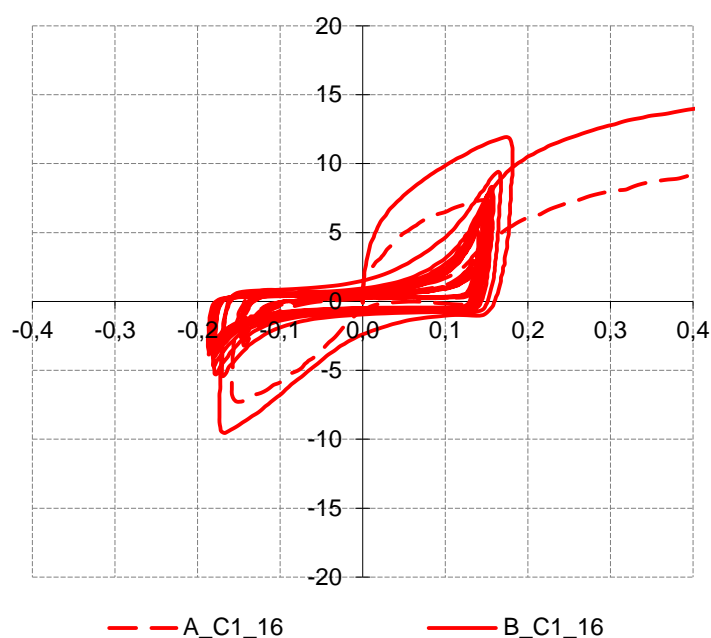


Figura 5.51 – Ensaio cíclico Tipo 1: detalhe dos resultados médios obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de menor resistência.

Dado que nos ensaios cíclicos não é possível quantificar a tensão de aderência média da forma como esta se encontra formalmente definida para os ensaios em regime monotónico, uma vez que os ciclos de deslizamento imposto se encontram claramente acima de 0,01 mm e 0,1 mm,

optou-se por calcular uma tensão de aderência média para os ensaios cíclicos ($\tau_{m,c}$) a partir da tensão de aderência correspondente a deslizamentos da ordem dos 0,30 mm, 0,50 mm e 1,0 mm, uma vez que 0,30 mm é o valor mais elevado de deslizamento imposto nos ensaios deste tipo.

Quadro 5.21 – Tensão de aderência média em regime cíclico, dos lotes A e B em betão de menor resistência.

	s (mm)	τ (MPa)	$\tau_{m,c}$ (MPa)		s (mm)	τ (MPa)	$\tau_{m,c}$ (MPa)
A_C1_16_4	0,30	3,7	6,7				
	0,49	5,6					
	1,02	10,7					
A_C1_16_5	0,30	9,8	12,2	B_C1_16_5	0,30	8,7	11,4
	0,50	12,8			0,50	11,7	
	1,01	14,2			1,00	13,6	
A_C1_16_6	0,30	8,5	11,8	B_C1_16_6	0,30	5,9	10,1
	0,50	12,2			0,49	10,7	
	1,01	14,7			1,01	13,7	
A_C1_16_7	0,30	9,6	12,2	B_C1_16_7	0,30	15,0	16,7
	0,49	12,5			0,49	16,8	
	1,01	14,4			1,01	18,2	
A_C1_16_8	0,30	3,7	7,2	B_C1_16_8	0,31	10,0	12,1
	0,50	7,1			0,50	12,3	
	1,02	10,6			1,01	13,9	
A_C1_16_9	0,30	8,0	10,3	B_C1_16_9	0,30	13,1	14,9
	0,50	10,1			0,50	15,3	
	1,01	12,9			1,02	16,3	
AT_C1_16_4	0,30	10,5	13,2	BT_C1_16_4	0,30	12,8	14,4
	0,50	13,7			0,49	14,7	
	1,02	15,5			1,01	15,7	
AT_C1_16_5	0,30	9,1	11,9	BT_C1_16_5	0,30	12,0	14,3
	0,49	12,4			0,50	14,7	
	1,03	14,3			1,01	16,2	
AT_C1_16_6	0,30	6,0	8,8	BT_C1_16_6	0,30	12,3	14,6
	0,50	8,9			0,50	14,9	
	1,01	11,6			1,01	16,6	
Valor médio			10,5	Valor médio			13,5

Assim consegue-se comparar de forma indireta a rigidez do ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento dos provetes dos lotes A e B em betão de resistência normal, uma vez que é possível constatar que, no ramo ascendente, entre os dois lotes, existe uma variação desta tensão de aderência média que ronda os 30% e que é particularmente evidente na Figura 5.49, na Figura 5.50, na Figura 5.51 e na Figura 5.52.

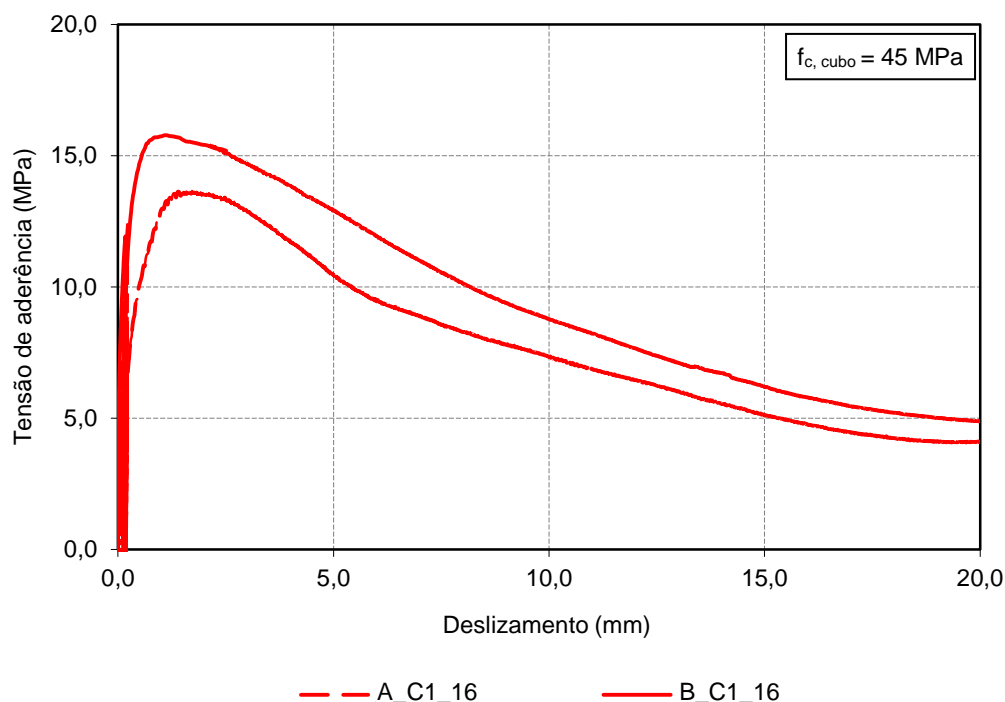


Figura 5.52 – Ensaios cíclicos Tipo 1: resultados médios obtidos nos provetes de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de menor resistência.

5.3.2.3 - Efeito do betão

Tal como para os ensaios monotónicos, nos varões de maior diâmetro, o aumento da resistência betão traduz-se num ligeiro aumento da tensão máxima de aderência (ver Figura 5.53) e num agravamento considerável do respetivo deslizamento. Relativamente aos varões de 16 mm, o aumento da resistência do betão é uma mais-valia uma vez que permite aumentar a tensão máxima de aderência em cerca de 50% e reduzir em 20% o deslizamento correspondente.

Nos varões de 16 mm do lote B com betão de maior resistência, à semelhança do que sucedeu para os ensaios em regime monotónico, foi possível atingir a cedência da armadura, pelo que os resultados apresentados têm que ser analisados sob esse ponto de vista. Ou seja, neste caso em particular, a tensão máxima de aderência e o respetivo deslizamento estão dependentes das características mecânicas da armadura, uma vez que se atingiu a cedência da armadura antes da rotura por arrancamento, que só ocorre após aumento considerável da deformação do provete. Assim, não é possível comparar os resultados obtidos entre os lotes A e B no betão de maior resistência.

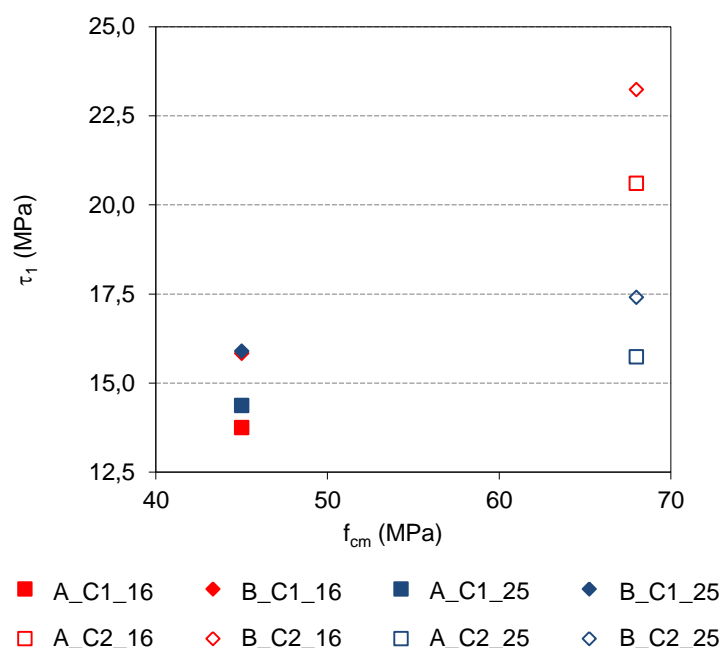


Figura 5.53 – Influência da resistência do betão à compressão (f_{cm}) na tensão máxima de aderência (τ_1), obtida nos ensaios cíclicos Tipo 1.

5.3.2.4 - Efeito da entrada em cedência da armadura

Para avaliar o efeito conjugado da variável cedência da armadura em conjunto com a imposição de ações cíclicas e alternadas realizaram-se, para provetes do mesmo tipo, ensaios em que o deslizamento imposto não permitiu atingir a cedência da armadura e também ensaios com deslizamento imposto superior ao deslizamento que é necessário para a entrada em cedência da armadura.

A interpretação dos resultados obtidos para os provetes de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência é feita com base nos valores obtidos para a tensão de aderência máxima e para a tensão de aderência para diferentes níveis de deslizamento (ver Quadro 5.22). Assim, estipulou-se a obtenção de três tensões de aderência médias, adiante designadas por $\tau_{m,cy1}$, $\tau_{m,cy2}$ e $\tau_{m,cy3}$.

A tensão média $\tau_{m,cy1}$ é obtida a partir da média da tensão medida em cada provete logo após os 10 ciclos de deslizamento alternado impostos e a tensão correspondente a um deslizamento de 0,50mm ou imediatamente antes de ocorrer a cedência da armadura.

A tensão média $\tau_{m,cy2}$ representa a tensão média obtida para deslizamentos de 0,50 e 1,0 mm e a tensão média $\tau_{m,cy3}$ é obtida a partir da média das tensões obtidas logo após os 10 ciclos e a tensão obtida para um deslizamento de 1,0 mm.

Quadro 5.22 – Tensões de aderência máxima e médias dos ensaios cíclicos Tipo 1, em provetes com varões de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.

Provetes	τ_1 (MPa)	$\tau_{m,cy1}$ (MPa)	$\tau_{m,cy2}$ (MPa)	$\tau_{m,cy3}$ (MPa)	Diferença relativa entre		Observações
					$\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy2}$	$\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy3}$	
A_C2_16	20,6	14,8	19,6	15,6	33%	5%	
B_C2_16	23,2	15,2	22,5	18,2	48%	20%	cedência após 10 ciclos
AT_C2_16	21,0	14,7	19,8	15,7	35%	7%	
BT_C2_16	21,5	15,9	20,2	16,7	27%	5%	cedência antes de 10 ciclos

O Quadro 5.23 apresenta a diferença relativa obtida entre os valores do Quadro 5.22, determinados conforme se mostra na segunda coluna do quadro em questão.

Quadro 5.23 – Diferença relativa entre os resultados obtidos, em provetes com varões de 16 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.

Diferença relativa entre		τ_1	$\tau_{m,cy1}$	$\tau_{m,cy2}$	$\tau_{m,cy3}$
A e AT	$\frac{\tau_{lote AT} - \tau_{lote A}}{\tau_{lote A}} \times 100$	2%	-1%	1%	1%
B e BT	$\frac{\tau_{lote BT} - \tau_{lote B}}{\tau_{lote B}} \times 100$	-7%	5%	-10%	-8%
A e B	$\frac{\tau_{lote B} - \tau_{lote A}}{\tau_{lote A}} \times 100$	13%	3%	15%	17%
AT e BT	$\frac{\tau_{lote BT} - \tau_{lote AT}}{\tau_{lote BT}} \times 100$	2%	8%	2%	6%

Numa primeira fase, a análise dos resultados do quadro anterior em paralelo com o Quadro 5.23 permite constatar que, mesmo tendo sido atingida a cedência nos provetes de 16 mm dos lotes B e BT de betão de maior resistência, as tensões de aderência obtidas nestes lotes são sempre superiores às obtidas nos lotes A e AT.

Verifica-se também que a diferença relativa entre os resultados obtidos nos lotes A e AT é muito reduzida, quer em termos de tensão máxima de aderência quer em termos das tensões médias acima especificadas.

Porém, as tensões de aderência médias obtidas evidenciam que o efeito da entrada em cedência da armadura não pode ser negligenciado, na medida em que afeta o comportamento da relação tensão de aderência-deslizamento, consoante ocorra antes ou depois da imposição da ação cíclica. Ou seja, quando a cedência da armadura ocorre apenas depois da imposição da ação cíclica, a diferença entre $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy2}$ e ainda entre $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy3}$ é superior nos provetes do

lote B, o que é compreensível em face da maior área relativa das nervuras. Por outro lado, nos provetes do lote BT em que se obteve a cedência da armadura, antes da imposição da ação cíclica alternada, constata-se que as diferenças entre as tensões referidas são substancialmente inferiores (27% contra 48% e 5% contra 20%), deixando antever que o benefício inerente à utilização de varões com maior área relativa das nervuras é aproximadamente equivalente ao efeito negativo associado à plastificação da armadura em conjunto com a imposição da ação cíclica alternada.

Mesmo assim, os resultados obtidos nos lotes AT e BT evidenciam que, apesar de haver redução da tensão máxima de aderência devido à entrada da cedência da armadura antes da imposição da ação cíclica, as tensões de aderência são ligeiramente superiores no provetes com maior área relativa das nervuras transversais.

Fazendo uma análise similar para os provetes com varões de 25 mm de diâmetro, obtém-se os resultados que se apresentam no Quadro 5.24. Estes resultados foram conseguidos subdividindo os provetes ensaiados em função de ter ocorrido ou não cedência da armadura e ainda distinguidos os provetes em que foi obtida a cedência antes e depois da imposição da ação cíclica. Verificou-se também qual a consequência associada à imposição de um maior deslizamento quando a cedência da armadura ocorre antes da imposição da ação cíclica.

Quadro 5.24 – Tensões de aderência máxima e médias dos ensaios cíclicos Tipo 1, em provetes com varões de 25 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.

Provetes	τ_1 (MPa)	$\tau_{m,cy1}$ (MPa)	$\tau_{m,cy2}$ (MPa)	$\tau_{m,cy3}$ (MPa)	Diferença relativa entre		Observações
					$\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy2}$	$\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy3}$	
A_C2_25	15,6	9,2	13,6	10,2	48%	11%	sem cedência
B_C2_25	17,3	11,7	15,5	11,8	32%	1%	
média	16,5	10,4	14,5	11,0	40%	6%	
AT_C2_25	22,6	13,3	19,6	12,1	47%	-9%	cedência depois de 10 ciclos
BT_C2_25	21,1	15,2	19,7	13,1	29%	-14%	
média	21,8	14,3	19,6	12,6	38%	-12%	
AT_C2_25	21,6 17,3	14,8	15,7	9,4	6%	-36%	cedência antes de 10 ciclos e maior deslizamento imposto
BT_C2_25	20,4 20,3	14,4	19,0	15,4	32%	7%	cedência antes de 10 ciclos
BT_C2_25	22,0 17,0	15,3	16,3	9,8	7%	-36%	cedência antes de 10 ciclos e maior deslizamento imposto

Independentemente dos valores obtidos para a tensão de aderência máxima dos lotes A e B, que se julgam relativamente baixos em face dos restantes, importa sobretudo destacar a diferença relativa entre as tensões médias $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy2}$ e ainda entre $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy3}$, tendo-se

avaliado também quais as consequências ao nível das diferentes tensões determinadas (Quadro 5.25).

Ou seja, a análise dos valores médios obtidos para a diferença relativa entre as tensões médias $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy2}$ revela que, antes da ocorrência da cedência da armadura, a diferença entre os resultados dos lotes A e B e AT e BT (Figura 5.54) é da mesma ordem de grandeza (40% e 38% respetivamente). Nos lotes AT e BT existe uma clara inversão (-12% contra +6% nos lotes A e B) que diz respeito à diferença relativa entre $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy3}$, uma vez que os resultados da tensão média $\tau_{m,cy3}$ passam a ser inferiores aos da tensão média $\tau_{m,cy1}$, que se associa à entrada em cedência da armadura depois da imposição da ação cíclica.

Quadro 5.25 – Diferença relativa entre os resultados obtidos, em provetes com varões de 25 mm dos lotes A, AT, B e BT em betão de maior resistência.

Diferença relativa entre	$\tau_{m,cy1}$	$\tau_{m,cy2}$	$\tau_{m,cy3}$	Observações
A+B/AT+BT $\frac{\tau_{lote AT+BT} - \tau_{lote A+B}}{\tau_{lote A+B}} \times 100$	36%	35%	14%	comparação entre provetes sem e com cedência
AT+BT/BT $\frac{\tau_{lote AT+BT} - \tau_{lote BT}}{\tau_{lote BT}} \times 100$	1%	-3%	23%	comparação entre provetes com cedência depois e antes da ação cíclica
AT+BT/AT $\frac{\tau_{lote AT+BT} - \tau_{lote AT}}{\tau_{lote AT}} \times 100$	4%	-20%	-25%	comparação entre provetes com cedência depois e antes da ação cíclica
AT+BT/BT $\frac{\tau_{lote AT+BT} - \tau_{lote BT}}{\tau_{lote BT}} \times 100$	7%	-17%	-22%	comparação entre provetes com cedência depois e antes da ação cíclica com maior deslizamento imposto

Relacionando agora, os resultados obtidos nos lotes AT e BT com cedência após a imposição da ação cíclica com os resultados do lote BT (Figura 5.55) com cedência antes da ação cíclica, verifica-se que existe uma redução da tensão de aderência máxima (7%) compatível com a ordem de grandeza da redução anteriormente obtida para os varões de 16 mm. Relativamente à relação entre as tensões médias $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy2}$ e entre $\tau_{m,cy1}$ e $\tau_{m,cy3}$, os resultados obtidos são mais semelhantes aos obtidos nos ensaios em que não foi obtida a cedência da armadura.

Quando os provetes entram em cedência e o deslizamento imposto no primeiro ciclo é mais elevado e consequentemente o provete é sujeito a um nível mais elevado de plastificação (Figura 5.56 e Figura 5.57), existe uma maior redução da tensão média $\tau_{m,cy2}$ e da tensão média $\tau_{m,cy3}$, evidente pela maior diferença relativa entre estas tensões (36%). Nestes casos, a diferença entre a tensão média $\tau_{m,cy1}$ e a tensão média $\tau_{m,cy2}$ é mais reduzida e ronda os 6 a 7%.

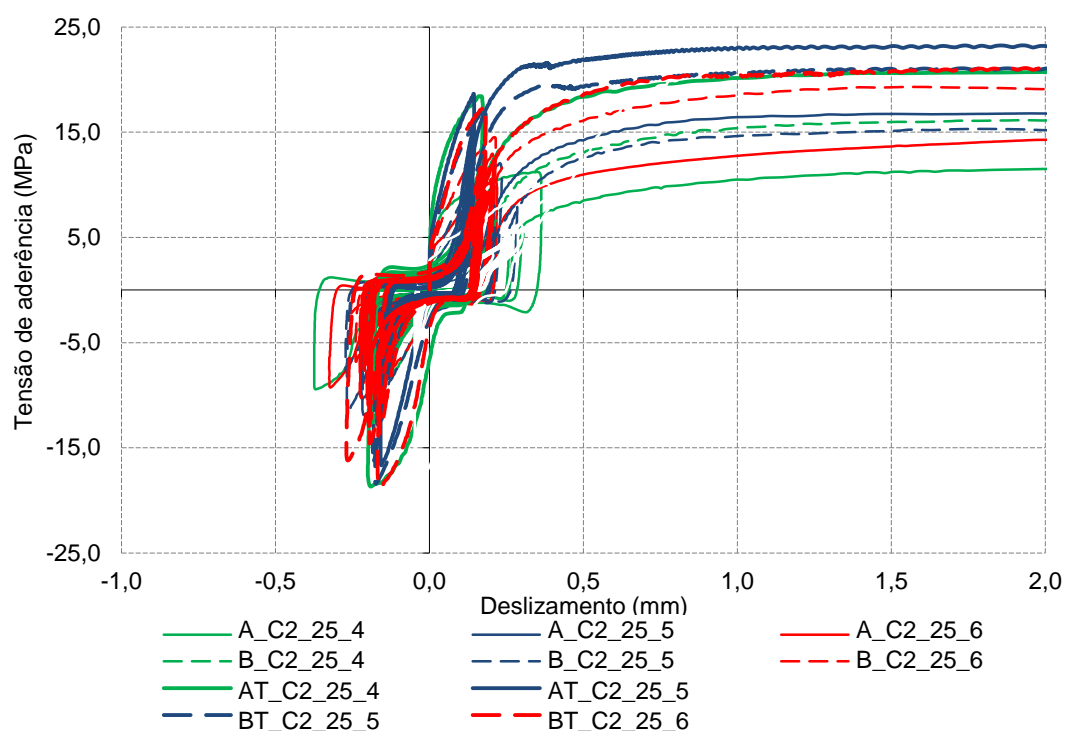


Figura 5.54 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes A e B com os lotes AT e BT, em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.

Apesar de ser previsível que a imposição de um maior deslizamento conduza a uma maior degradação da tensão de aderência, em face dos resultados obtidos por outros autores [11] e também através da análise dos resultados obtidos nos ensaios cíclicos Tipo 1 e Tipo 2 realizados neste estudo, constata-se que o nível de redução da tensão de aderência se deve também à maior plastificação da armadura e não exclusivamente ao maior deslizamento imposto.

Nos provetes de betão de menor resistência com varões de 25 mm do lote A, os resultados dos ensaios cíclicos do Tipo 1 (Quadro 5.18) e do Tipo 2 (Quadro 5.20) apontam para uma redução da tensão máxima de aderência de 13%, quando o deslizamento imposto passa de $\pm 0,15$ mm ($\tau_1=14,4$ MPa) para $\pm 0,90$ mm ($\tau_1=12,5$ MPa). Por outro lado, como os resultados obtidos nos provetes de betão de maior resistência apontam para que a redução da tensão de aderência devido à ação cíclica seja ligeiramente menos significativa neste material, considera-se que uma parcela da diferença relativa de 21% obtida nos provetes com cedência antes da imposição da ação cíclica se deve à maior plastificação que é imposta.

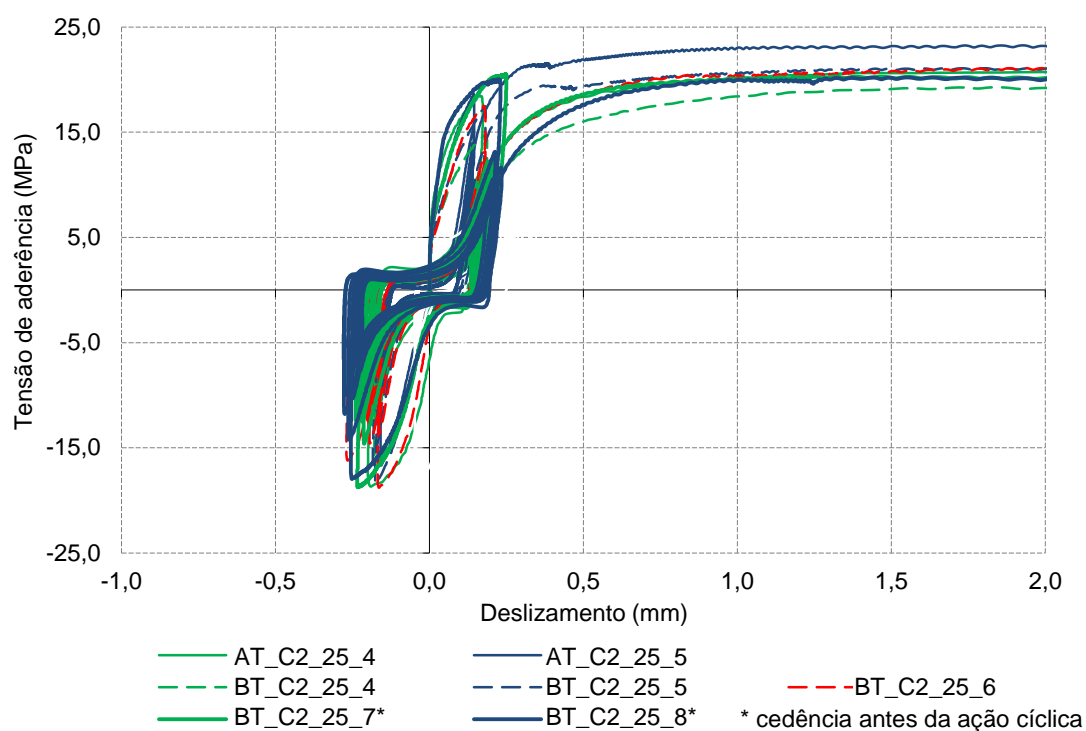


Figura 5.55 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes AT e BT e no lote BT (cedência antes da ação cíclica com menor deslizamento imposto), em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.

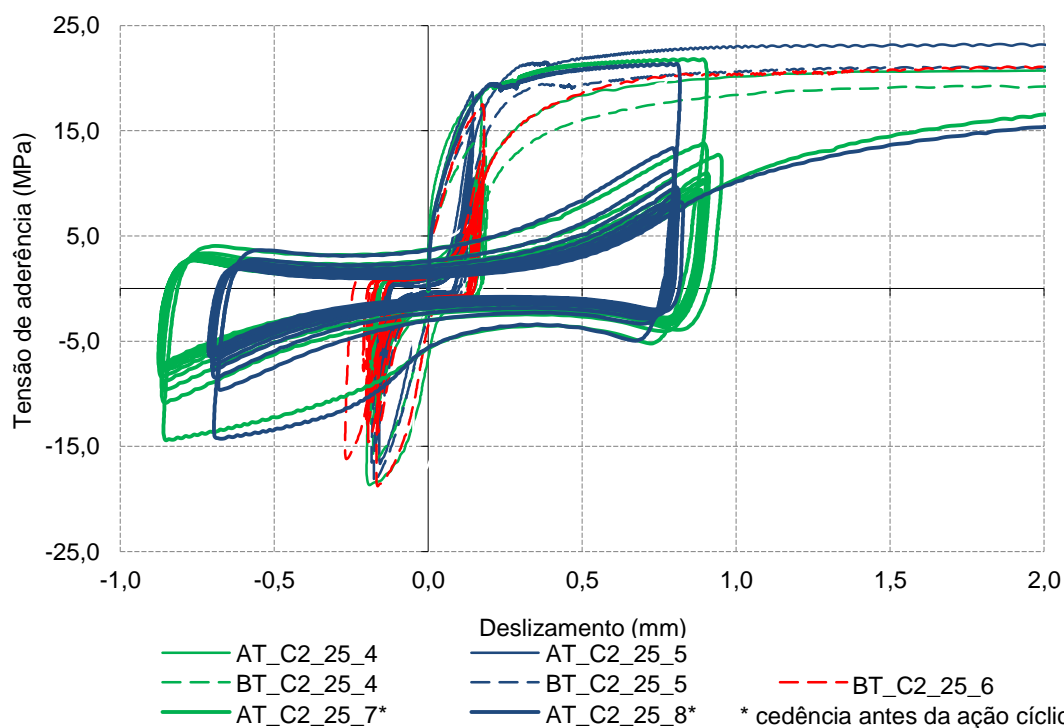


Figura 5.56 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes AT e BT com o lote AT (cedência antes da ação cíclica com maior deslizamento imposto), em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.

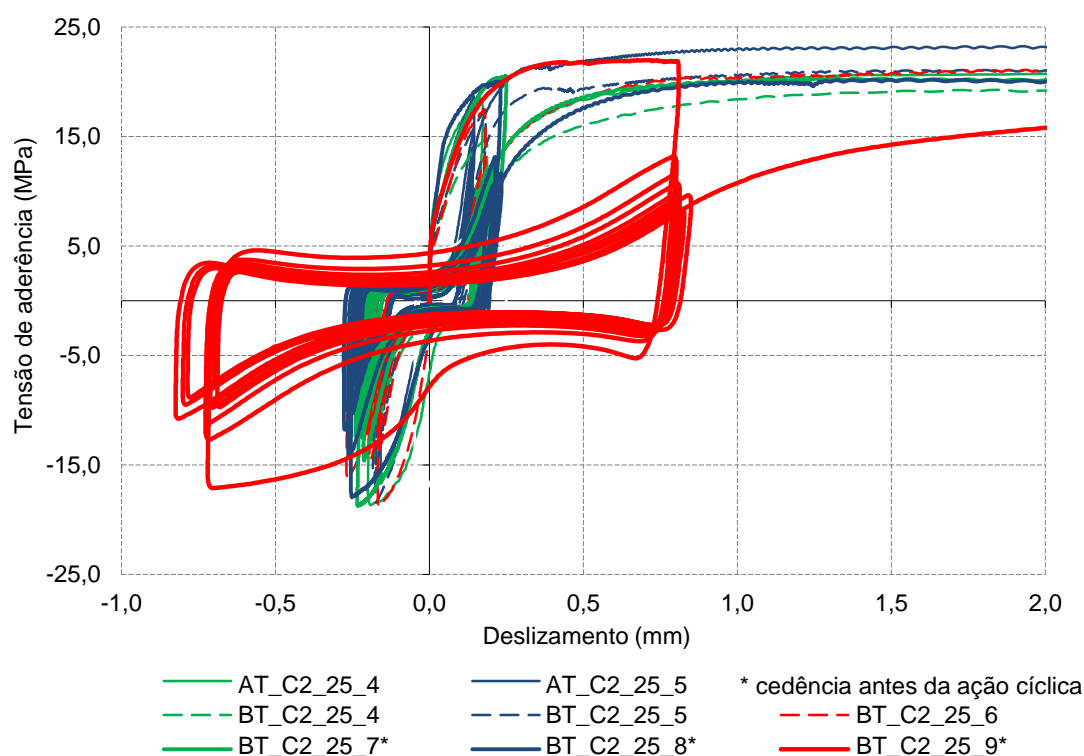


Figura 5.57 – Comparação dos resultados obtidos nos lotes A e B e no lote BT (cedência antes da ação cíclica com maior e menor deslizamento imposto), em provetes de 25 mm de betão de maior resistência.

Em suma, em ambos os diâmetros, os resultados obtidos nos ensaios cíclicos apontam, tal como os ensaios em regime monotónico, para que a entrada em cedência da armadura origine uma redução da tensão máxima de aderência da ordem dos 10%.

Nos ensaios realizados verifica-se que o impacto da cedência da armadura é mais significativo quando a plastificação é imposta ao provete antes da imposição da ação cíclica. Quando a cedência da armadura ocorre apenas depois da imposição da ação cíclica, apesar de haver uma redução devido ao tipo de ação imposta, a degradação da tensão de aderência máxima é menos relevante.

A degradação da tensão de aderência, quando a plastificação ocorre antes da ação cíclica, tende a ser tanto mais severa quanto maior o nível de plastificação e, consequentemente, o deslizamento imposto, o que vai de encontro com o expectável uma vez que a plastificação da armadura tende a reduzir o atrito na interface aço-betão.

Assim, torna-se necessário garantir que o modelo analítico que representa o fenómeno tenha em consideração estes aspetos de forma a ser possível simular as variações obtidas, quer para as tensões de aderência máximas, quer para as tensões de aderência médias definidas neste trabalho. Por outro lado, nos ensaios cíclicos aqui reportados, para além de haver, como nos ensaios monotónicos, um aumento do patamar onde a tensão de aderência permanece aproximadamente constante e com valores da ordem da tensão máxima, os registos gráficos deixam antever a necessidade do modelo analítico, que simula o comportamento nestas

circunstâncias, ter de contemplar a deformação que o provete sofre a partir do momento em que entra em regime plástico.

5.4 - Comparação dos resultados obtidos com o previsto pelo Model Code 2010

5.4.1 - Regime monotónico

O Model Code 2010 [5], [6] veio introduzir alterações na definição da relação tensão de aderência-deslizamento comparativamente com o Model Code 1990 [4], reduzindo o patamar onde as tensões de aderência são máximas (Figura 5.13) para a rotura por arrancamento em boas condições de aderência. Esta relação também diferencia, no caso da rotura por fendimento do betão, as situações em que o betão não se encontra confinado das situações em que o betão está confinado pela existência de estribos.

Apesar de em regime monotónico se continuar a definir a relação tensão de aderência-deslizamento como uma função do deslizamento imposto, conforme se expressa pelas expressões seguintes, introduziram-se também correções à lei para ter em consideração, entre outros fatores, o efeito da imposição de ações cíclicas e das extensões na armadura poderem ser superiores à extensão de cedência, como se verá na secção 5.4.2.

$$\tau_0 = \tau_{máx.} \times \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad \text{para } 0 \leq s \leq s_1 \quad 5.16$$

$$\tau_0 = \tau_{máx} \quad \text{para } s_1 \leq s \leq s_2 \quad 5.17$$

$$\tau_0 = \tau_{máx.} - (\tau_{máx.} - \tau_3) \times \frac{s - s_2}{s_3 - s_2} \quad \text{para } s_2 \leq s \leq s_3 \quad 5.18$$

$$\tau_0 = \tau_3 \quad \text{para } s_3 < s \quad 5.19$$

Para as situações em que a rotura ocorre por arrancamento do varão em boas condições de aderência e em que as extensões impostas são inferiores à extensão de cedência do aço, apresentam-se no quadro seguinte os valores dos diferentes parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos pelo Model Code 1990 [4] e pelo Model Code 2010 [5], [6].

Na versão de 1990, o Model Code [4] refere que, para varões em que a área relativa das nervuras transversais é superior ao mínimo, verifica-se um aumento da tensão de aderência máxima e uma redução do deslizamento correspondente, mas essa influência é negligenciável. Por outro lado, o referido documento salienta também que a heterogeneidade do betão e das armaduras, nomeadamente em termos de diâmetro e área relativa das nervuras transversais,

têm também uma influência significativa na relação tensão de aderência-deslizamento e que a dispersão nos resultados da tensão de aderência, que pode chegar a 30%, deve ser tida em consideração pelo menos nos casos em que é necessário um dimensionamento mais exato.

Quadro 5.26 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos pelo Model Code 1990 [4] e no Model Code 2010 [5] e [6].

Parâmetros	Model Code 1990 [4]	Model Code 2010 [5] e [6]
$\tau_{\text{máx}}$	$2,50 \times \sqrt{f_{ck}}$	
s_1	1,0 mm	
s_2	3,0 mm	2,0 mm
s_3	c^*	
α	0,40	
τ_3	$0,40 \times \tau_{\text{máx}}$	

* - função do espaçamento entre nervuras que depende o diâmetro

O trabalho aqui desenvolvido evidencia precisamente a influência da área relativa das nervuras transversais e também do diâmetro da armadura, constatando-se que, para os varões com maior área relativa das nervuras, a proposta feita pelo Model Code 2010 [5], [6] pode ser melhor ajustada, apesar dos resultados obtidos se enquadrarem, de um modo geral, na relação prevista, conforme se verifica através da análise das figuras seguintes.

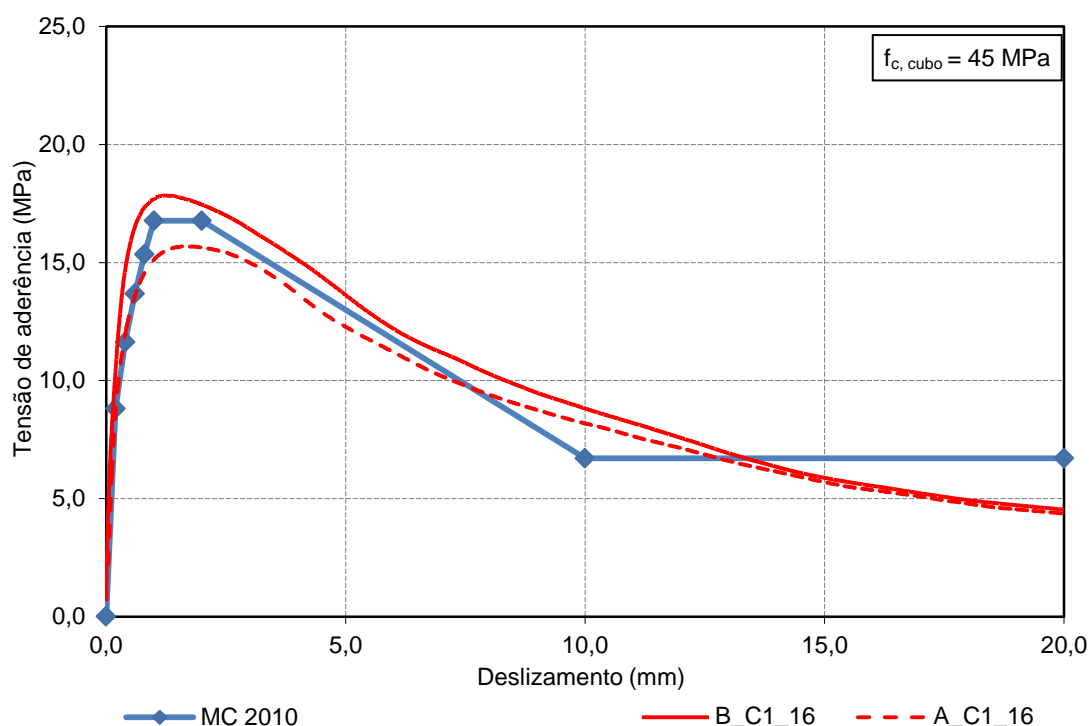


Figura 5.58 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5], [6].

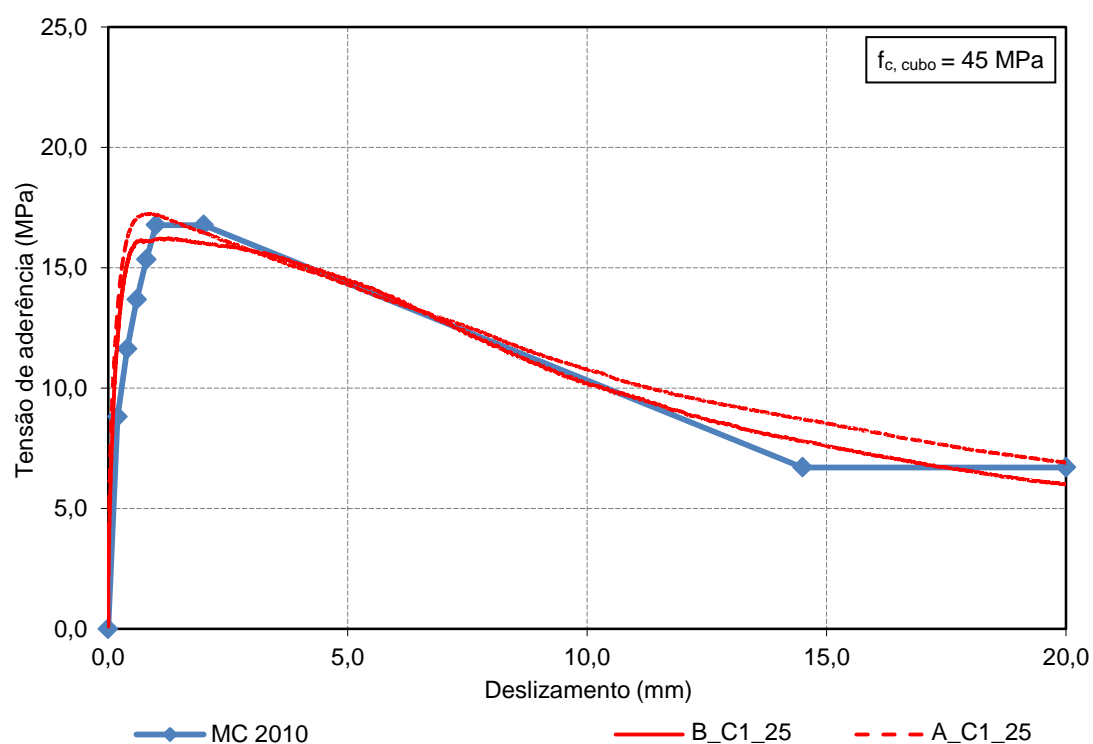


Figura 5.59 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 25 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5] e [6].

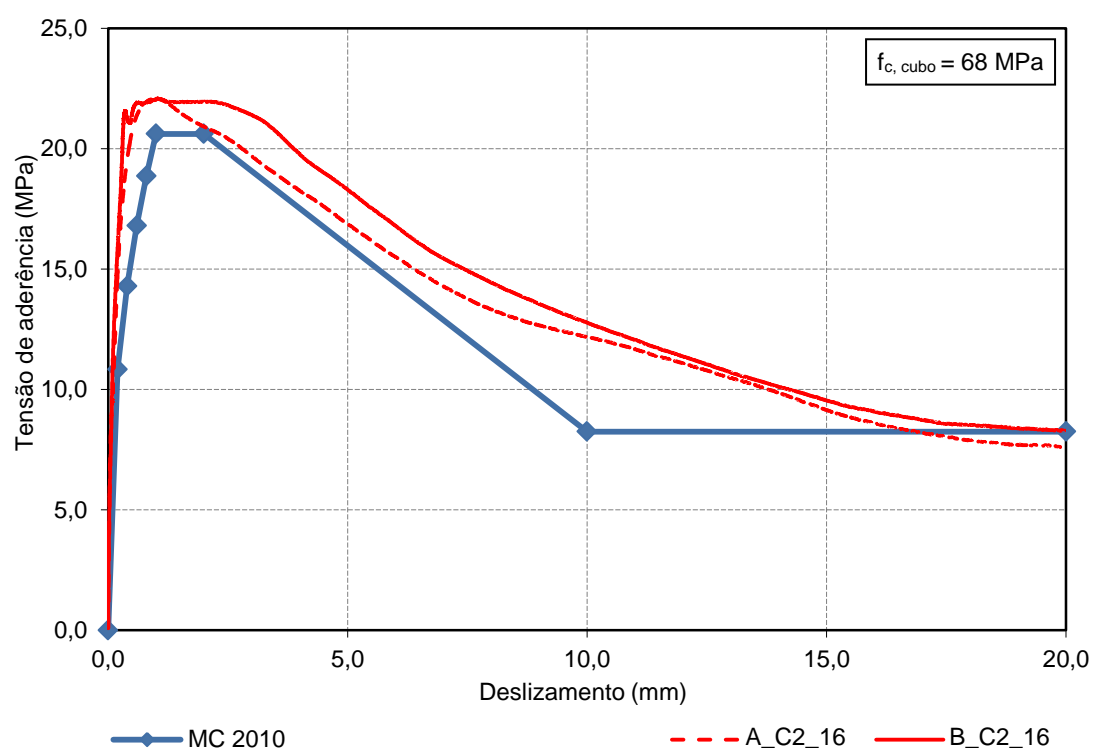


Figura 5.60 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de maior resistência e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5] e [6].

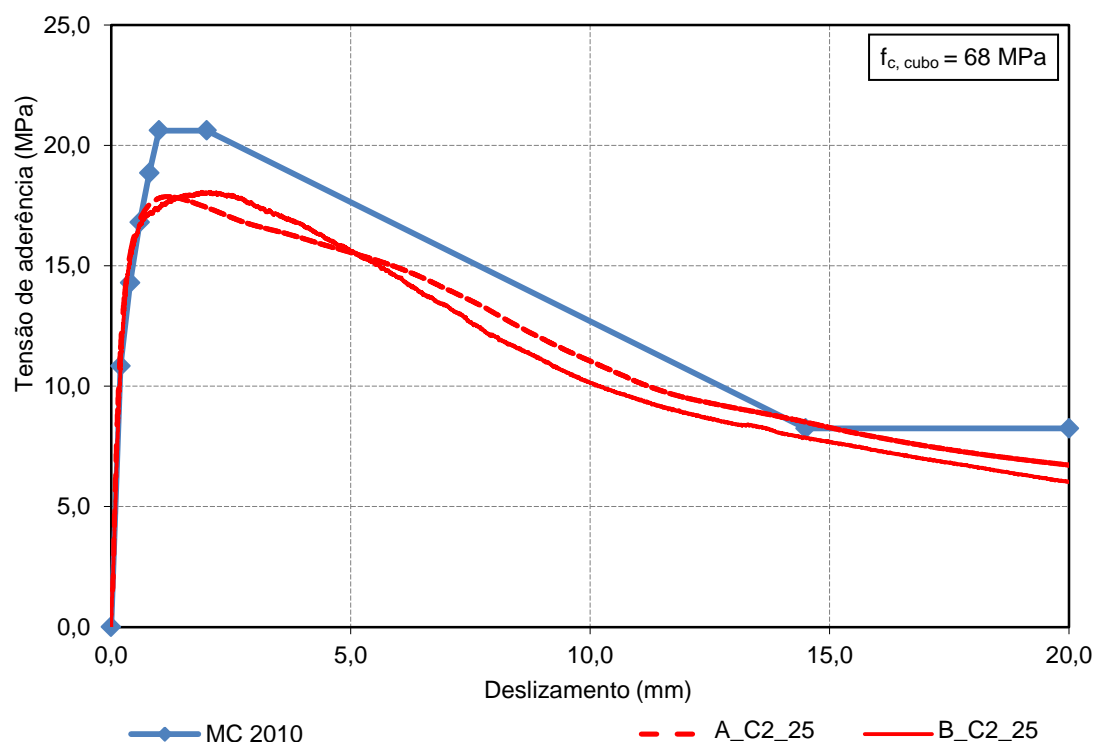


Figura 5.61 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 25 mm de betão de maior resistência e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta pelo Model Code 2010 [5] e [6].

Tal como foi anteriormente referido, os resultados obtidos nos provetes de 25 mm executados em betão de maior resistência são os que mais se afastam da estimativa proposta pelo Model Code 2010 [5], [6], assim como não são condizentes com os resultados obtidos nos ensaios cíclicos.

Relativamente aos restantes (Anexo D) constata-se, também como já foi referido, que a rigidez do ramo ascendente proposta pelo Model Code [5], [6] se afasta da rigidez média obtida nos ensaios realizados, em especial quando os varões possuem uma maior área relativa das nervuras transversais. Nesse sentido, o deslizamento inicial (s_1) correspondente à tensão máxima de aderência é inferior pelo que, se admite que o patamar onde a tensão de aderência é máxima se deve situar entre deslizamentos de 0,5 mm e 1,5 mm sempre que a área relativa das nervuras transversais seja superior a 1,6 vezes o valor mínimo. Este ajuste é válido tanto para os provetes de betão de menor resistência como para os provetes com betão de maior resistência.

Em relação às tensões de aderência obtidas, verifica-se que se desenvolvem tensões mais elevadas nos varões com maior área relativa das nervuras transversais face ao proposto pelo Model Code [5], [6] e que este incremento de tensão de aderência é absorvido pelo efeito negativo associado ao aumento do diâmetro de 16 mm para 25 mm.

Conforme se pode verificar através da análise das figuras seguintes, esta proposta permite um melhor ajuste aos resultados experimentais obtidos nos diferentes tipos de provetes ensaiados, em particular no que diz respeito à rigidez do ramo ascendente da relação tensão de

aderência - deslizamento. Para deslizamentos superiores ao afastamento entre nervuras, que na prática define é o valor a partir do qual se assume que existe apenas atrito, constata-se que a relação do Model Code [5], [6] se encontra melhor ajustada para os varões de 25 mm. Todavia, como estão em causa escorregamentos superiores a 10 mm, considera-se que o ajuste não é relevante uma vez que tipicamente nas estruturas a fendilhação não atinge valores desta ordem de grandeza.

Em suma, sugere-se que a tensão de aderência máxima possa variar entre 2,35 e 2,65 vezes a raiz quadrada da resistência média do betão à compressão e que, no caso dos varões com maior área relativa das nervuras, o patamar onde a tensão de aderência é máxima se situe entre 0,5 mm e 1,5 mm, mantendo inalterado o valor de α proposto pelo Model Code [5], [6].

Crê-se que esta proposta garante uma caracterização mais realista do desempenho de boa parte da produção de varões que são colocados no mercado, uma vez que, como se viu no Capítulo 3, existe material com valores de área relativa das nervuras transversais substancialmente acima dos valores mínimos, em praticamente todos os diâmetros.

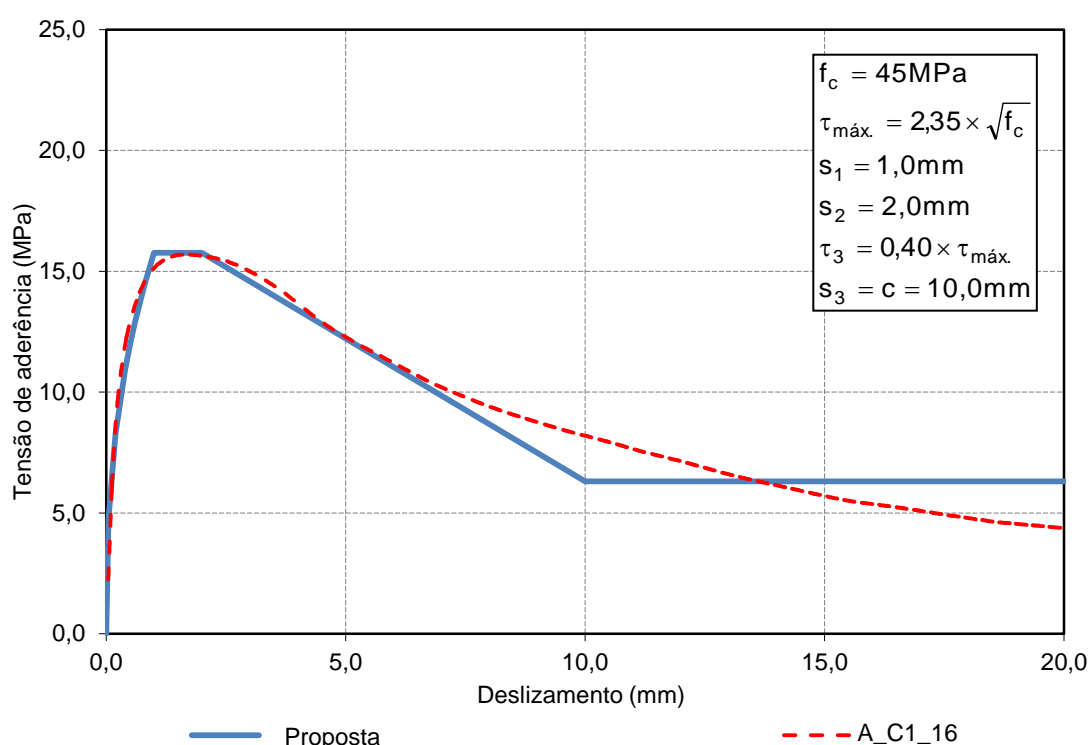


Figura 5.62 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta para provetes com menor f_R .

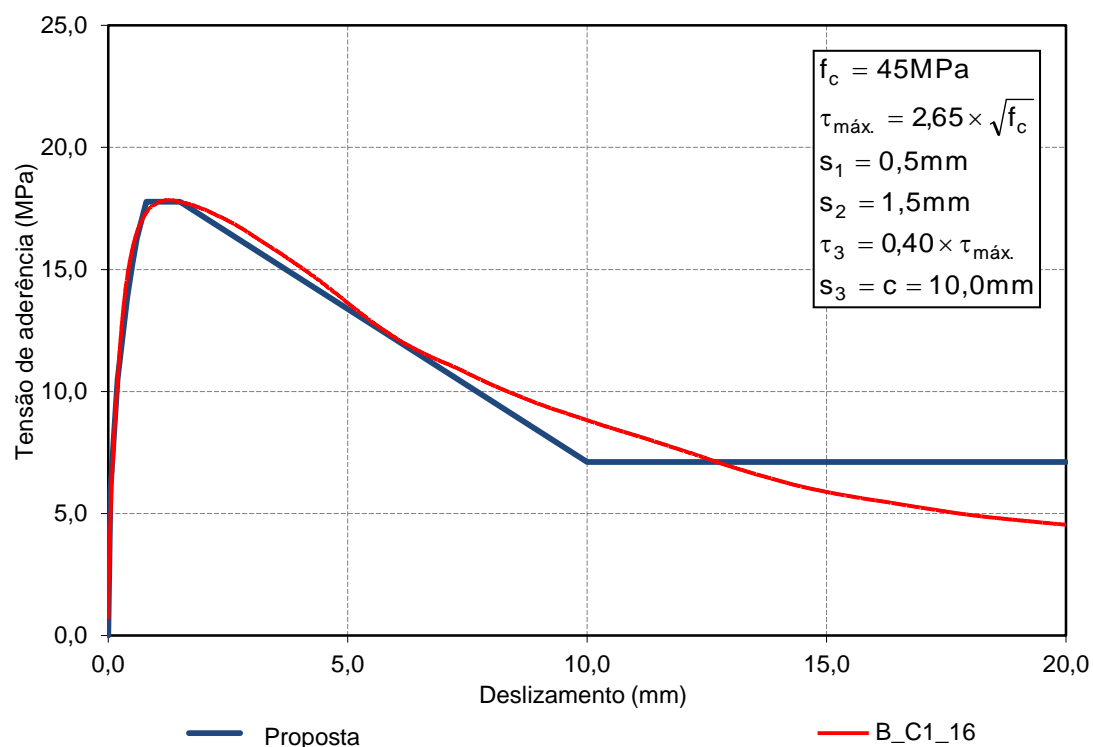


Figura 5.63 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 16 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta para provetes com maior f_R .

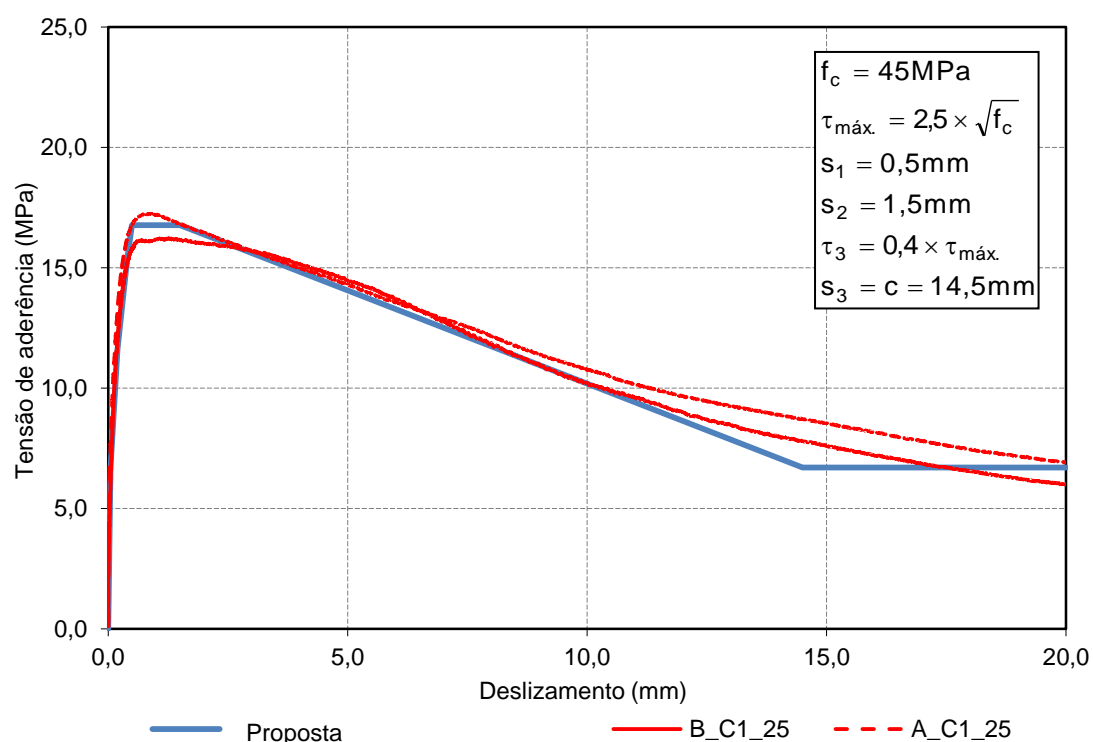


Figura 5.64 – Comparação entre os resultados obtidos nos provetes de 25 mm de betão de resistência normal e a relação tensão de aderência-deslizamento proposta para provetes com maior f_R .

5.4.2 - Efeito da imposição da ação cíclica e da cedência da armadura

Dado que o programa experimental definido neste estudo visa avaliar o efeito conjugado da ação cíclica e da cedência da armadura, apresenta-se neste ponto uma comparação dos resultados obtidos com as novas propostas do Model Code 2010 [5], [6]. Nesta versão, o Model Code define que a relação tensão de aderência-deslizamento deve ser modificada de acordo com os fatores Ω_{cyc} e Ω_y , respetivamente para se ter em conta a imposição de uma ação cíclica após se ter atingido a tensão máxima de aderência e para se contabilizar a influência da cedência da armadura. Estes coeficientes afetam os valores da tensão de aderência máxima que pode ser considerada aquando da presença de ações deste tipo.

5.4.2.1 - Coeficiente associado à ação cíclica

No primeiro caso, o fator definido (Ω_{cyc}) depende da energia dissipada em regime monotónico e durante a imposição da ação cíclica, sendo calculado através da expressão 5.20.

$$\Omega_{cyc} = e^{\left(-1.2 \times \left[\frac{\Lambda_{cyc}}{\Lambda_0}\right]^{1.1}\right)} \quad 5.20$$

Sendo Λ_{cyc} a energia dissipada em regime cíclico e Λ_0 a energia dissipada em regime monotónico, até se atingir o deslizamento correspondente à tensão de atrito (s_3), conforme se pode verificar através da Figura 5.65, na qual se apresenta a metodologia de determinação da energia dissipada em regime cíclico (Λ_{cyc}) e em regime monotónico (Λ_0).

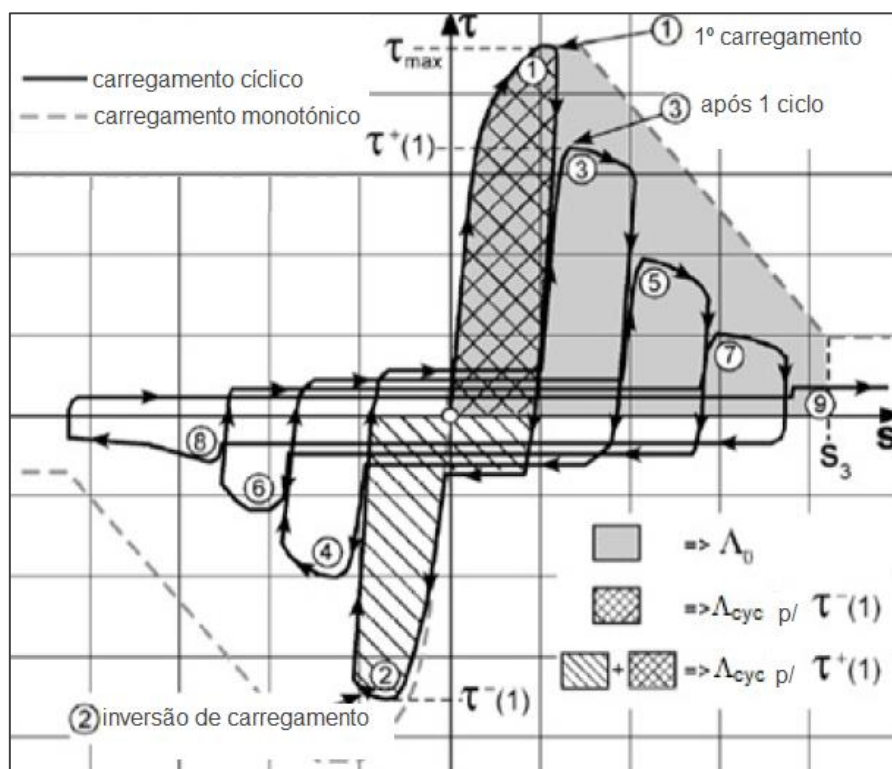


Figura 5.65 – Metodologia de determinação da energia dissipada prevista pelo Model Code [5], [6].

Para aplicar a expressão 5.20 aos resultados dos ensaios realizados neste estudo definiu-se como deslizamento limite, para o cálculo da energia dissipada em regime monotónico, o valor do afastamento entre nervuras transversais, como sendo 10,0 e 14,5 mm respetivamente para os provetes com varões de 16 e 25 mm. Desta forma, pretende-se harmonizar, por diâmetro, os resultados obtidos a partir do valor do deslizamento correspondente à tensão de atrito. A energia dissipada em regime cíclico foi calculada sempre no final dos 10 ciclos impostos.

O trabalho elaborado por Eligehausen [11] e que está na base desta proposta, considera que quando é imposto um número de ciclos inferior a 30, a energia dissipada para ciclos com pequeno deslizamento imposto é também pequena, bem como o respetivo dano. Desta forma, o Model Code [5], [6] refere que este fator corretivo se aplica à relação tensão de aderência-deslizamento, se a tensão de aderência máxima já tiver sido atingida, antes de ser imposta a ação cíclica.

Todavia, para que fosse possível comparar a redução que efetivamente se verificou entre os resultados dos ensaios monotónicos e dos ensaios cíclicos, optou-se por determinar o valor que este parâmetro tomaria no caso de vir a ser aplicado, também aos ensaios cíclicos do tipo T1.

Assim, apresentam-se nos quadros seguintes os resultados do fator Ω_{cyc} determinado nos diversos provetes de 16 mm e 25 mm sujeitos a ensaios cíclicos alternados realizados em betão de maior resistência.

A análise conjunta dos resultados obtidos nos provetes de 16 mm e 25 mm de betão de maior resistência (Quadros 5.27 a 5.31), permite concluir que o fator de redução previsto no Model Code [5], [6] se ajusta, de um modo geral, aos resultados obtidos neste estudo, permitindo extrapolar, de uma forma conservativa, a tensão de aderência máxima em regime cíclico a partir da tensão máxima em regime monotónico.

Porém, no caso dos ensaios em que foram impostos ciclos com um deslizamento mais elevado, constata-se que este fator conduz a uma redução consideravelmente mais significativa do que aquela que se verificou experimentalmente (ver Quadro 5.31). No caso particular dos varões de 16 mm do lote B, o fator de redução obtido permite concluir, partindo dos resultados em regime cíclico, que as tensões em regime monotónico seriam efetivamente mais elevadas caso não tivesse sido atingida a cedência antes da rotura da aderência, mesmo o referido fator tendo sido determinado com base nos ensaios monotónicos em que houve cedência.

Ou seja, aplicando o fator de 0,94 ao valor médio dos ensaios cíclicos (23,2 MPa) obter-se-ia uma tensão de aderência máxima em regime monotónico da ordem dos 25 MPa, como já foi anteriormente estimado na secção 5.3.1.4.

Quadro 5.27 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 16 mm de betão com maior resistência, em ensaios cíclicos do tipo T1 nos lotes A e B.

Regime monotónico			Regime cíclico - T1			Ω_{cyc}
Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	
A_C2_16_1	10,0	797	A_C2_16_4	7,1	42	0,95
A_C2_16_2	10,0	755	A_C2_16_5	7,5	46	
A_C2_16_3	10,0	730	A_C2_16_6	7,5	39	
Valor médio	10,0	761	Valor médio	7,3	42	
B_C2_16_1	10,0	803	B_C2_16_4	4,6	55	0,94
B_C2_16_2	10,0	913	B_C2_16_5	4,6	49	
B_C2_16_3	10,0	910	B_C2_16_6	6,0	78	
Valor médio	10,0	875	Valor médio	5,1	61	

Quadro 5.28 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 16 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T2 nos lotes AT e BT.

Regime monotónico			Regime cíclico – T2			Ω_{cyc}
Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	
A_C2_16_1	10,0	797	AT_C2_16_4	10,3	63	0,90
A_C2_16_2	10,0	755	AT_C2_16_5	10,6	113	
A_C2_16_3	10,0	730	AT_C2_16_6	10,2	112	
			AT_C2_16_7	9,7	64	
			AT_C2_16_8	9,7	99	
			AT_C2_16_9	9,8	35	
Valor médio	10,0	761	Valor médio	10,0	81	
B_C2_16_1		803	BT_C2_16_4	8,8	96	0,89
B_C2_16_2		913	BT_C2_16_5	9,8	99	
B_C2_16_3		910	BT_C2_16_6	7,2	77	
			BT_C2_16_7	7,7	92	
			BT_C2_16_8	8,3	104	
Valor médio		875	Valor médio	8,4	94	

Quadro 5.29 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 25 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T1 nos lotes A e B.

Regime monotónico			Regime cíclico - T1			Ω_{cyc}
Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	
A_C2_25_1	14,5	2162				
A_C2_25_2	14,5	1965	A_C2_25_5	8,8	92	
A_C2_25_3	14,5	2084	A_C2_25_6	8,7	90	
Valor médio	14,5	2070	Valor médio	8,8	91	0,96
B_C2_25_1	14,5	1663	B_C2_25_4	7,1	60	
B_C2_25_2	14,5	1992	B_C2_25_5	8,7	155	
B_C2_25_10	14,5	2500	B_C2_25_6	8,4	190	
B_C2_25_11	14,5	2123				
B_C2_25_12	14,4	2266				
Valor médio	14,5	2109	Valor médio	8,1	135	0,94

Quadro 5.30 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 25 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T2 com menor deslizamento imposto.

Regime monotónico			Regime cíclico - T2			Ω_{cyc}
Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	Provetes	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	
A_C2_25_1	14,5	2162				
A_C2_25_2	14,5	1965	AT_C2_25_5	5,7	106	
A_C2_25_3	14,5	2084	AT_C2_25_6	6,8	98	
Valor médio	14,5	2070	Valor médio	6,2	102	0,96
B_C2_25_1	14,5	1663				
B_C2_25_2	14,5	1992				
B_C2_25_10	14,5	2500				
B_C2_25_11	14,5	2123	BT_C2_25_5	5,4	99	
B_C2_25_12	14,4	2266	BT_C2_25_6	7,1	210	
Valor médio	14,5	2109	Valor médio	6,3	155	0,93

Quadro 5.31 – Determinação do fator Ω_{cyc} em provetes de 25 mm de betão com maior resistência em ensaios cíclicos do tipo T2 com maior deslizamento imposto.

Provetes	Regime monotónico		Provetes	Regime cíclico - T2		Ω_{cyc}
	Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)		Deslizamento acumulado (mm)	Energia dissipada (J)	
A_C2_25_1	14,5	2162	AT_C2_25_7	35,3	1598	0,45
A_C2_25_2	14,5	1965	AT_C2_25_8	30,0	1233	
A_C2_25_3	14,5	2084				
Valor médio	14,5	2070	Valor médio	32,7	1416	
B_C2_25_1	14,5	1663				
B_C2_25_2	14,5	1992				0,41
B_C2_25_10	14,5	2500				
B_C2_25_11	14,5	2123				
B_C2_25_12	14,4	2266	BT_C2_25_9	34,0	1629	
Valor médio	14,5	2109		34,0	1629	

5.4.2.2 - Coeficiente associado à cedência da armadura

Relativamente à entrada em cedência da armadura, o fator proposto (Ω_y) contempla a razão entre a extensão a que a armadura está sujeita a partir da extensão de cedência e a extensão total que a armadura pode ter a partir da extensão de cedência (a). Este fator entra também em linha de conta com o endurecimento que a armadura apresenta após a cedência através da relação entre o valor médio da tensão de rotura à tração e o valor médio da tensão de cedência, incluído no parâmetro b. Assim, o fator Ω_y toma o valor unitário para extensões inferiores à extensão de cedência, devendo nos restantes casos ser determinado a partir da expressão 5.21.

$$\Omega_y = 1 - 0.85 \times \left(1 - e^{(-5 \times a^b)} \right) \quad \text{para } \varepsilon_{sy} < \varepsilon_s \leq \varepsilon_{su} \quad 5.21$$

$$\text{com } a = \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_{sy}}{\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sy}} \text{ e } b = \left[2 - \frac{f_{tm}}{f_{ym}} \right]^2$$

Aplicando a expressão anterior a um conjunto de provetes que foi ensaiado em regime monotónico (BT_C2_16) e em que foi obtida a entrada em cedência da armadura com extensões médias de 6,9%, o fator proposto toma valores que conduzem a uma redução muitíssimo elevada da tensão de aderência. Ou seja, sabendo que a extensão de cedência da armadura ronda os 0,2% e tomando os valores médios das tensões de cedência e máxima respetivamente iguais a 440 e 540 MPa, com uma extensão máxima de 14% obtém-se, $\Omega_y \approx 0,18$, para uma extensão média de 6,9%, conforme se pode verificar através da análise da Figura 5.66.

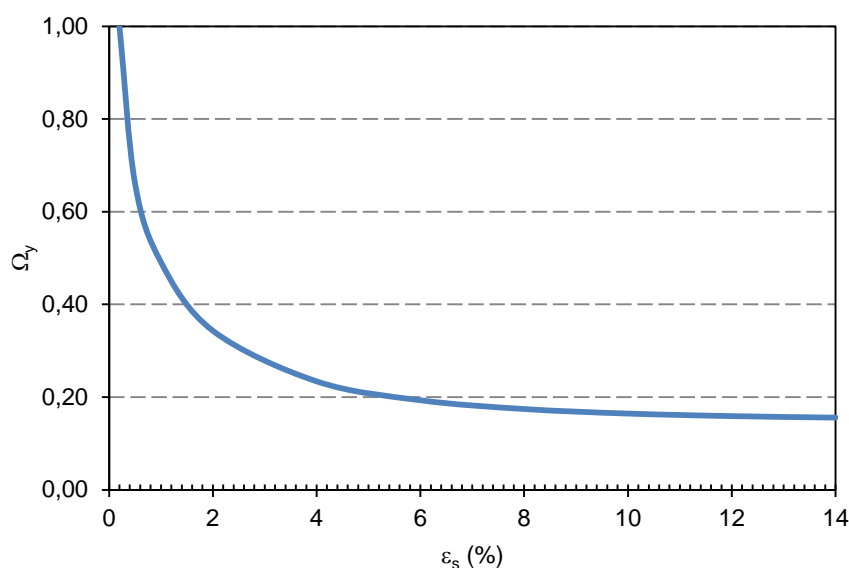


Figura 5.66 – Evolução do fator de redução Ω_y em função da extensão da armadura (ε_s).

Estendendo a aplicação deste fator aos restantes ensaios com cedência da armadura, realizados em regime monotónico e também em regime cíclico, constata-se que se obtém valores da mesma ordem de grandeza, que não são de todo compatíveis com os resultados que tem vindo a ser apresentados neste estudo.

Por outro lado, salienta-se ainda que a proposta de sobreposição do efeito da ação cíclica com o efeito da entrada em cedência da armadura, patente nesta última versão do Model Code 2010 [5], [6] acaba por ter um efeito ainda mais significativo na redução da tensão de aderência.

5.5 - Análise global da degradação da tensão de aderência

Constatando-se que o fator corretivo Ω_{cyc} proposto pelo Model Code 2010 [5], [6] é muito penalizador quando são impostos deslizamentos mais elevados e em especial quando se encontra associado ao Ω_y , considerou-se adequado, em face dos resultados experimentais obtidos, analisar se a degradação da tensão de aderência pode ser associada a outros parâmetros que não a relação entre a energia dissipada em regime cíclico e a energia dissipada em regime monotónico.

Para tal, numa primeira fase analisou-se a evolução da degradação da tensão de aderência em função da energia e do deslizamento ao longo do ensaio. Apesar do trabalho realizado por Eligehausen [11] já ter enveredado, sem sucesso, por este caminho, uma vez que foi avaliada a hipótese de incluir o efeito do deslizamento imposto através de um parâmetro que relacionava o deslizamento máximo em cada direção com o deslizamento correspondente à tensão de atrito (expressão 5.22), equacionou-se agora avaliar o impacto do deslizamento acumulado.

$$\frac{s_{\max.} - s_{\min.}}{s_3}$$

5.22

Assim, obtiveram-se resultados do tipo dos que se apresentam nas figuras seguintes, e que permitem concluir que, tanto a energia dissipada como o deslizamento contribuem para a degradação da tensão de aderência e aproximadamente da mesma forma. Salienta-se também que, dada a variabilidade de resultados obtidos, não é possível usar a mesma escala para o eixo horizontal em todos os gráficos que se apresentam da Figura 5.67 até à Figura 5.76.

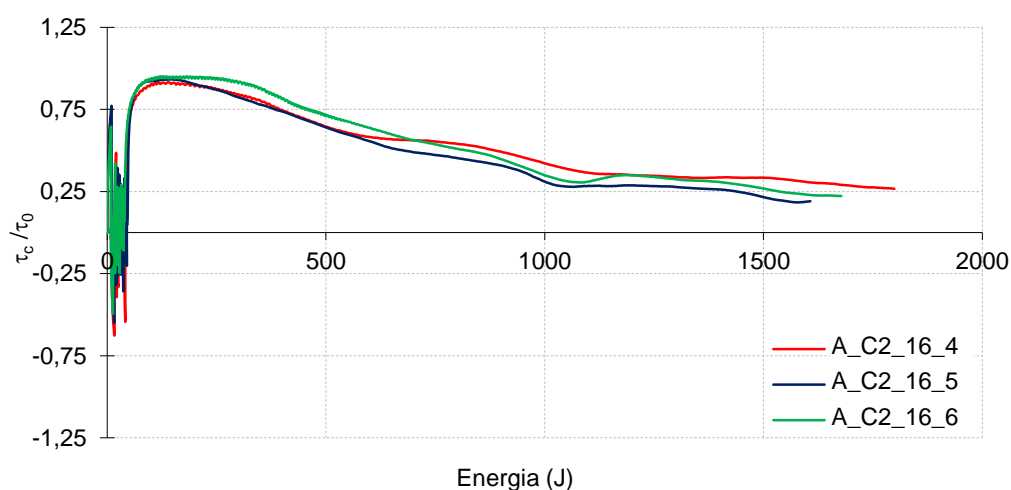


Figura 5.67 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 16 mm do lote A com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.

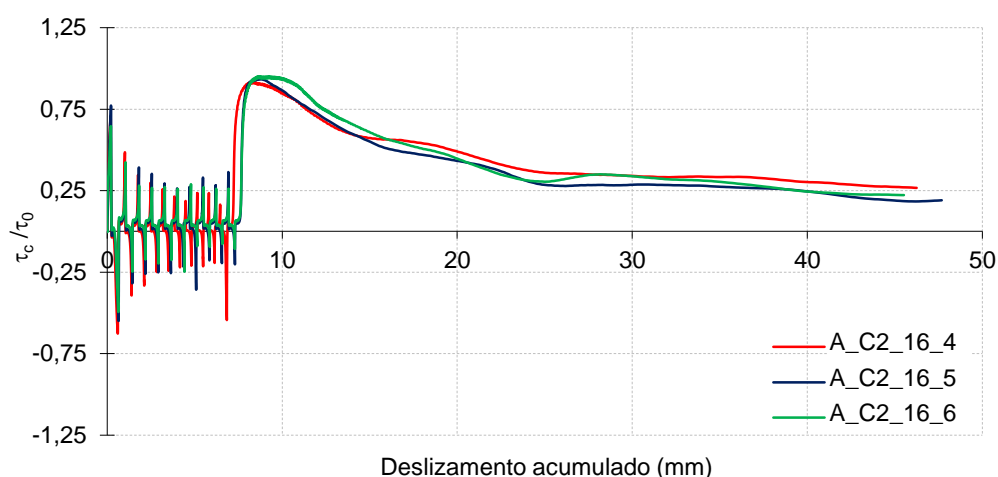


Figura 5.68 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 16 mm do lote A com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.

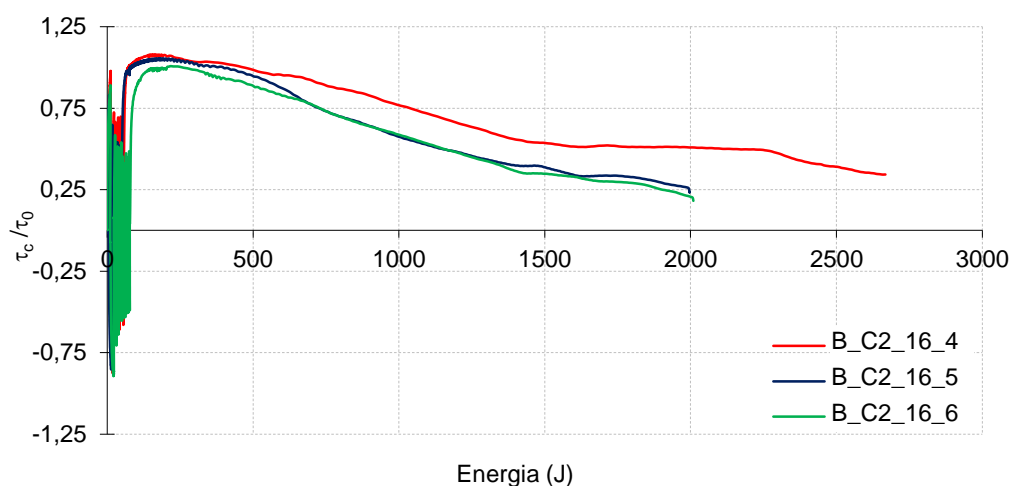


Figura 5.69 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 16 mm do lote B com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.

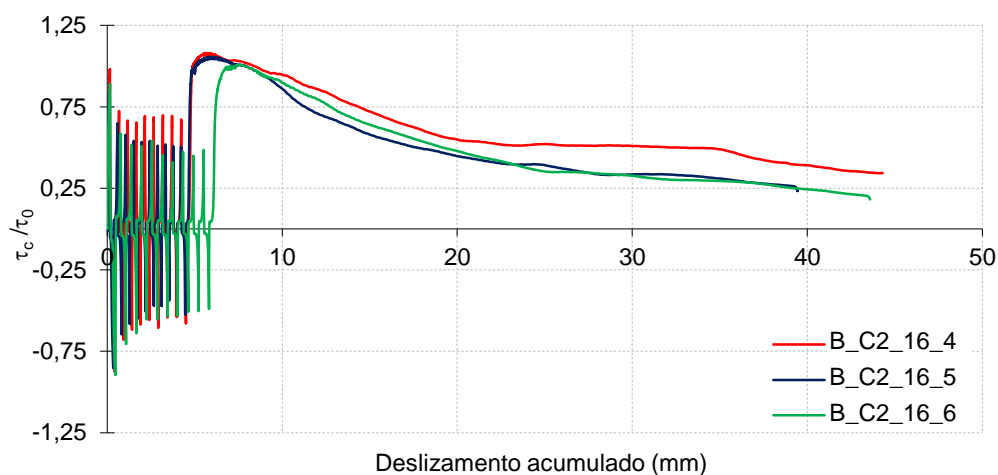


Figura 5.70 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 16 mm do lote B com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T1.

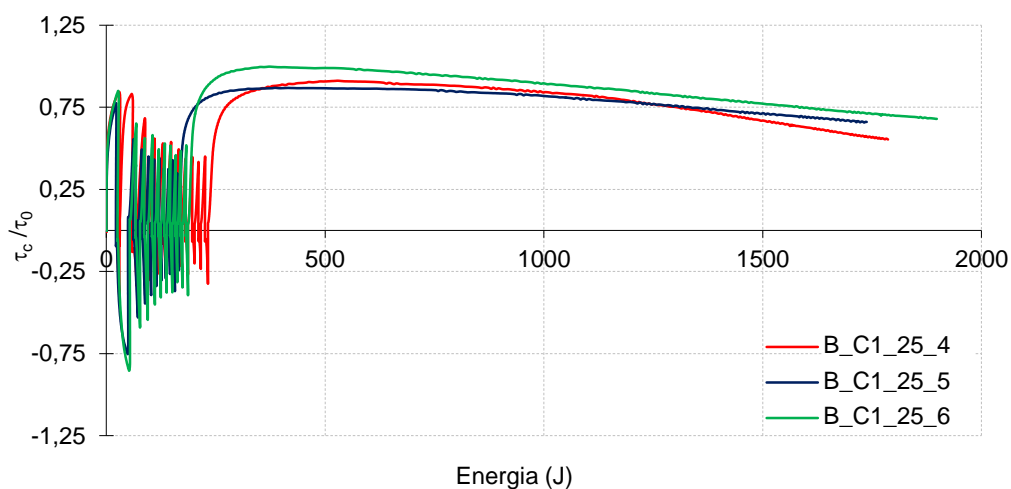


Figura 5.71 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 25 mm do lote B com betão de menor resistência – ensaios cíclicos tipo T1.

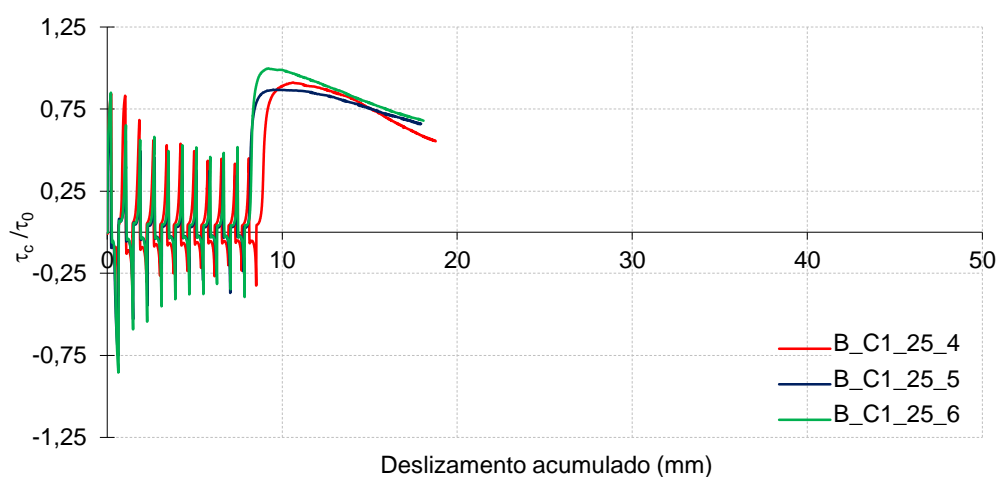


Figura 5.72 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 25 mm do lote B com betão de menor resistência – ensaios cíclicos tipo T1.

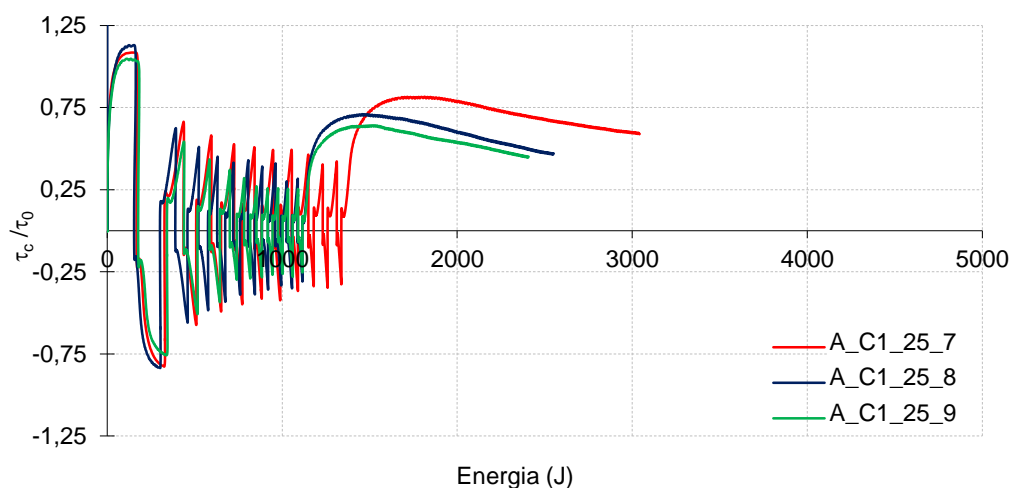


Figura 5.73 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 25 mm do lote A com betão de menor resistência – ensaios cíclicos tipo T2.

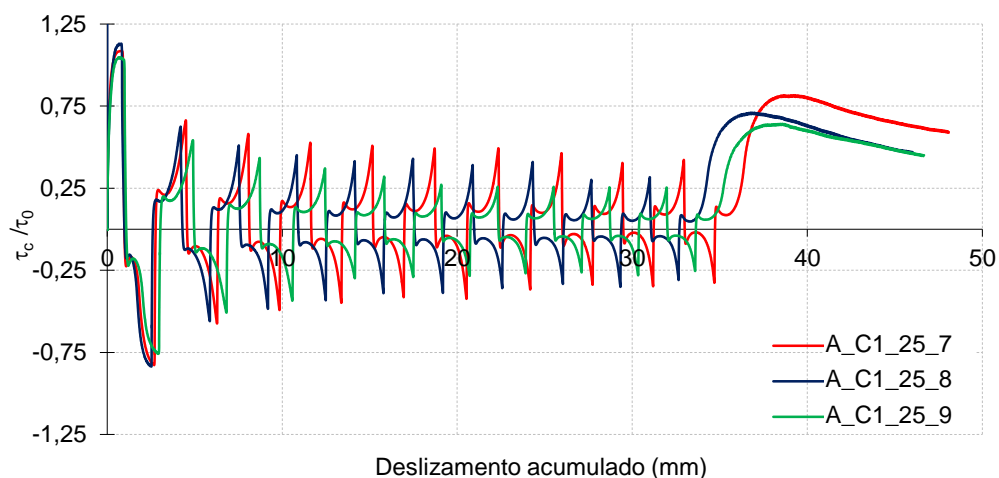


Figura 5.74 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 25 mm do lote A com betão de menor resistência – ensaios cíclicos tipo T2.

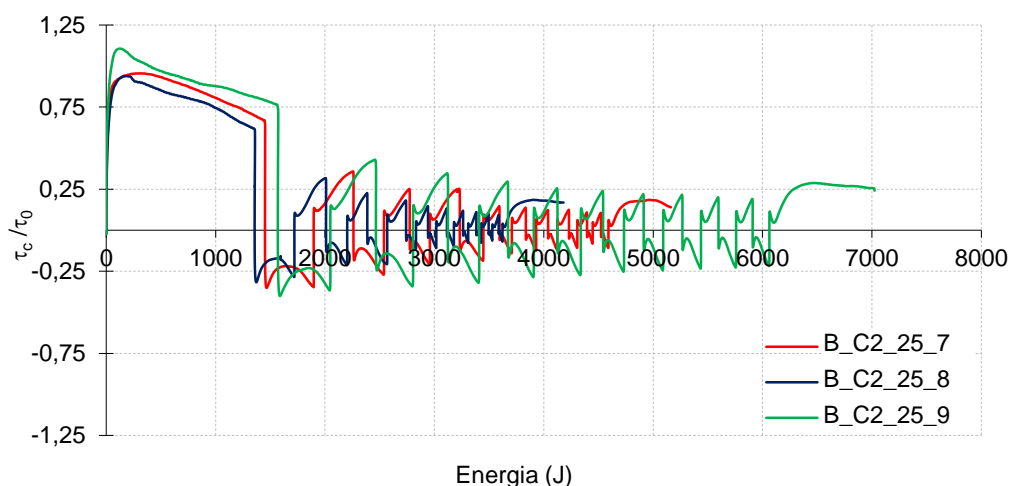


Figura 5.75 – Degradação da tensão de aderência em função da energia dissipada em provetes com varões de 25 mm com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T5.

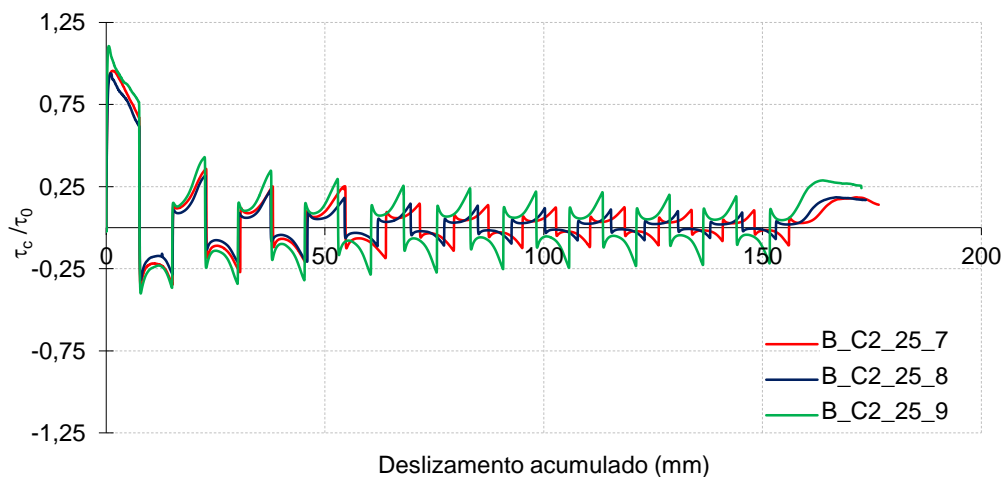


Figura 5.76 – Degradação da tensão de aderência em função do deslizamento acumulado em provetes com varões de 25 mm com betão de maior resistência – ensaios cíclicos tipo T5.

Analizou-se ainda, para todos os ensaios cíclicos, o valor de pico da tensão de aderência e respetivo deslizamento no primeiro, no quinto e no décimo ciclo em função da relação entre a energia dissipada em regime cíclico e em regime monotónico (Figura 5.77).

Nos ensaios cíclicos Tipo 5 verifica-se que ao fim de dez ciclos a tensão de aderência mobilizada para o deslizamento imposto no ciclo é da ordem de grandeza da tensão de atrito.

Constata-se também que, nos ensaios do tipo T1, após aplicação da ação cíclica a tensão de aderência só volta a tomar valores mais elevados para deslizamentos superiores a pelo menos 20% aos obtidos em regime monotónico. Esta conclusão deriva da análise do Quadro 5.18 e do Quadro 5.19 que apresentam o deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima em regime monotónico e cíclico para os dois tipos de betão deste estudo, tendo em consideração que alguns dos resultados mais díspares se devem a provetes em que ocorreu cedência da armadura (Quadro 5.32).

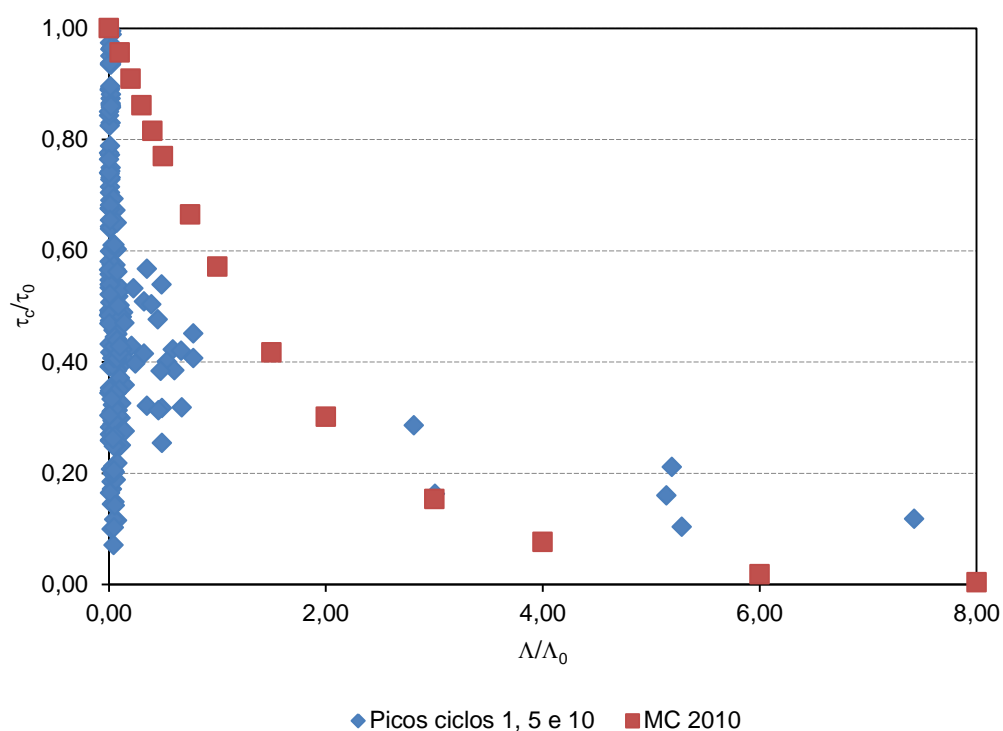


Figura 5.77 – Tensão de aderência no 1º, 5º e 10º ciclo em função da relação entre a energia dissipada em regime cíclico e em regime monotónico.

Quadro 5.32 – Determinação da relação entre o deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima em regime cíclico comparativamente com o regime monotónico.

Tipo de Ensaio	Provetes	S_1 (mm)	Relação entre deslizamentos
Monotónico	A_C1_16	1,25	
	B_C1_16	1,07	
Cíclico Tipo 1	A_C1_16	1,58	26%
	B_C1_16	1,30	21%
Monotónico	A_C1_25	0,72	
	B_C1_25	1,26	
Cíclico Tipo 1	A_C1_25	1,68	133%
	B_C1_25	1,52	21%
Monotónico	A_C2_16	0,77	
	B_C2_16	1,66	
Cíclico Tipo 1	A_C2_16	1,24	61%
	B_C2_16	1,28	-23%
Monotónico	A_C2_25	0,77	
	B_C2_25	1,75	
Cíclico Tipo 1	A_C2_25	2,43	216%
	B_C2_25	1,69	-3%

Ou seja, o impacto da ação cíclica reflete-se não só na degradação da tensão de aderência mas também no agravamento do deslizamento, mesmo quando estão em causa deslizamentos

impostos inferiores ao deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima, em regime monotónico.

Como já foi referido, o modelo proposto por Eligehausen [11] despreza o que sucede quando são impostos deslizamentos inferiores ao deslizamento correspondente à tensão máxima, uma vez que considera que se a energia dissipada entre ciclos com reduzido deslizamento imposto é reduzida, o correspondente fator de dano será também ele irrelevante.

De facto, na generalidade dos ensaios do Tipo T1 verifica-se que a degradação da tensão máxima de aderência não é muito significativa, o que é condizente com a referida proposta. Porém, não se pode deixar de salientar o aumento do escorregamento. Neste sentido, considerou-se pertinente explorar em que medida a degradação da tensão de aderência poderia estar também associada à relação entre o escorregamento em regime cíclico e o deslizamento em regime monotónico.

Assim relacionou-se a degradação da tensão de aderência máxima em cada um dos ciclos monitorizados (1º, 5º e 10º) com o somatório da relação entre a energia dissipada em regime cíclico e a energia dissipada em regime monotónico com a relação entre o deslizamento acumulado em regime cíclico e o deslizamento acumulado em regime monotónico: $\frac{\Lambda_{cyc}}{\Lambda_0} + \frac{s_{cum,cyc}}{s_{cum,0}}$.

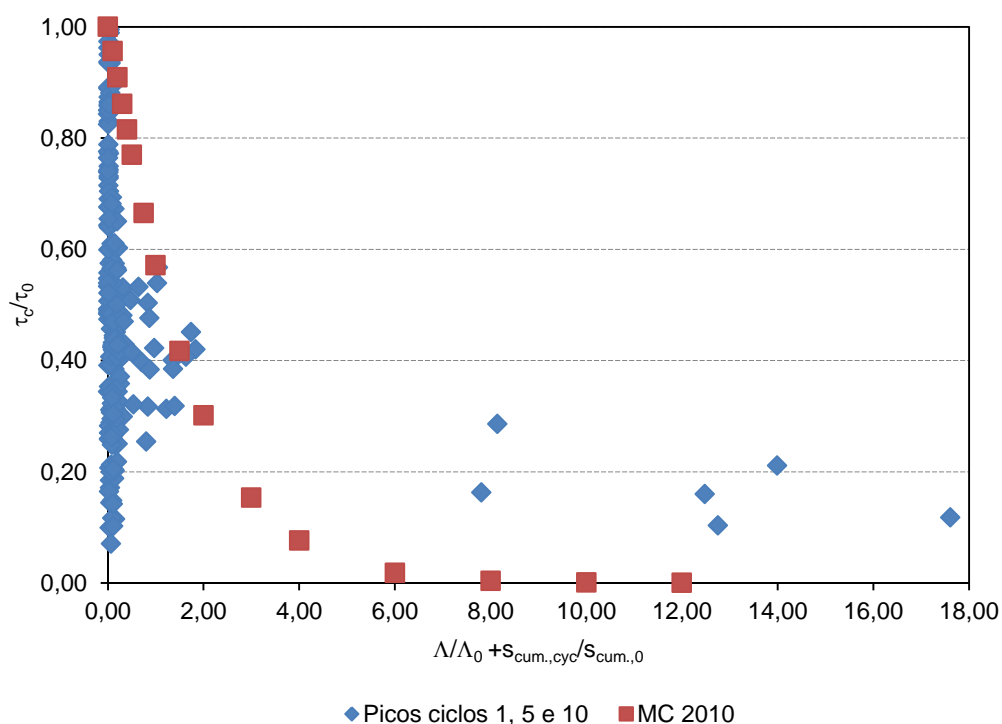


Figura 5.78 – Tensão de aderência no 1º, 5º e 10º ciclo em função do somatório da relação entre a energia dissipada em regime cíclico e a energia dissipada em regime monotónico com a relação entre o deslizamento acumulado em regime cíclico e o deslizamento acumulado em regime monotónico.

A comparação dos resultados obtidos no gráfico da Figura 5.77 com os do gráfico da Figura 5.78, permite concluir que a proposta do Model Code 2010 [5], [6] não contempla o aumento de deslizamento devido à ação cíclica, deixando antever a necessidade de ajustar o coeficiente de dano proposto ou até mesmo de incorporar um coeficiente para agravamento do deslizamento.

Considerando que este estudo pretendia, sobretudo, clarificar a influência da entrada em cedência da armadura, os resultados obtidos situam-se maioritariamente na zona em que a influência do deslizamento ainda não é determinante. Ainda assim, verifica-se que, para níveis de deslizamento imposto mais elevado, a degradação é mais elevada, tal como expectável. A realização de mais alguns ensaios, com maior deslizamento imposto permitirá certamente obter pontos no domínio $0 < \frac{\Lambda_{cyc}}{\Lambda_0} + \frac{s_{cum,cyc}}{s_{cum,0}} < 8$.

Portanto, explorou-se a adoção de um coeficiente de dano ligeiramente menos conservativo (Figura 5.79) e dependente também da relação entre o deslizamento acumulado em regime cíclico e o deslizamento acumulado em regime monotónico: $\frac{s_{cum,cyc}}{s_{cum,0}}$. Assim, o coeficiente de dano tomaria a forma da expressão 5.23.

$$\Omega_{cyc,s_{cum}} = e^{\left(-0,95 \times \left[\frac{\Lambda_{cyc}}{\Lambda_0} + \frac{s_{cum,cyc}}{s_{cum,0}} \right]^{0,5} \right)} \quad 5.23$$

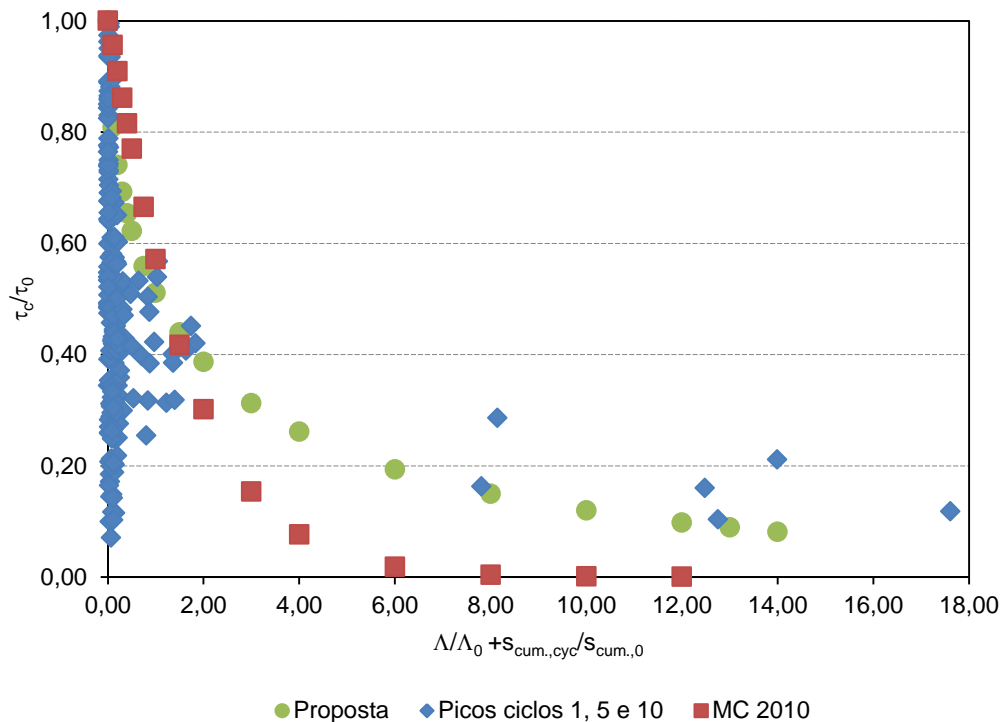


Figura 5.79 – Tensão de aderência no 1º, 5º e 10º ciclo, com proposta de coeficiente de dano associado ao deslizamento acumulado.

Finalmente, importa referir que as limitações do sistema de ensaio, ao nível do controlo do deslizamento imposto durante os ensaios originam uma maior variabilidade do deslizamento imposto, o que conduz a que possam vir a ser obtidos resultados de deslizamento imposto mais homogêneos e que permitam um melhor ajuste dos resultados estimados aos resultados experimentais.

5.6 - Considerações finais

Os resultados obtidos nos 132 ensaios (monotónicos e cíclicos) apresentados neste capítulo evidenciam, entre outros aspetos que a seguir se resumem, a grande variabilidade que a variável principal, a tensão de aderência, pode ter. Apesar de no início deste trabalho já se suspeitar que tal pudesse suceder e de terem sido tomadas diversas precauções para minimizar este problema, esta foi certamente a variável que mais contribuiu para a dificuldade de levar a cabo uma interpretação de resultados rigorosa, conforme se exige num trabalho desta natureza.

Antes ainda de se passar aos resultados concretos, considera-se relevante salientar que, para além da dispersão da tensão de aderência, existe um outro aspeto com impacto nos resultados finais deste estudo, uma vez que o facto de os materiais, em particular os aços, não terem sido fornecidos exatamente conforme desejado condicionou grande parte do trabalho de interpretação de resultados, comprometendo em parte o número de provetes em que se pretendia obter a cedência da armadura.

De qualquer forma, os resultados obtidos nos provetes com betão de maior resistência, em ambos os diâmetros, permitem clarificar a influência da entrada em cedência da armadura na relação local tensão de aderência - deslizamento, constatando-se que, em zonas confinadas, esta variável pode representar uma redução da tensão de aderência da ordem dos 10%, quer em regime monotónico quer em regime cíclico.

Relativamente ao efeito do incremento da área relativa das nervuras transversais verificou-se que um aumento de 20% se traduz num acréscimo da tensão de aderência da ordem dos 15%, com impacto na rigidez do ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento, mesmo não tendo sido ensaiados provetes com área relativa das nervuras transversais próxima do mínimo regulamentar.

Ao nível do betão, as diferenças obtidas enquadram-se no referido na literatura, verificando-se que o aumento da resistência do betão de 45 MPa para 68 MPa origina, nos provetes de menor diâmetro, um acréscimo na tensão de aderência máxima de quase 50%, quer em regime monotónico quer em regime cíclico, com uma redução de cerca de 20% do deslizamento.

Neste capítulo apresentaram-se também propostas de melhoria dos modelos existentes. A primeira assenta na incorporação do efeito da área relativa das nervuras transversais em regime

monotónico e a segunda visa destacar o incremento que se verifica no deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima em regime cíclico.

CAPÍTULO 6

Modelação da aderência

6.1 - Introdução

A modelação da aderência depende da relação tensão de aderência-deslizamento considerada, uma vez que, para um determinado deslizamento entre a superfície da armadura e o betão envolvente, está associada uma determinada tensão de aderência.

Tal como foi citado no capítulo 2 deste trabalho, atualmente considera-se que existem 3 modelos de referência, dois dos quais em regime monotónico (Model Code 2010 [5], [6] e Bigaj [66]) e um terceiro em regime cíclico (Eligehausen *et al.* [11]). Como se verá adiante, os dois primeiros baseiam-se na resistência do betão à compressão, no diâmetro e tipo de armadura, nas condições de confinamento e na qualidade do betão. O modelo semi-analítico do comportamento da aderência em regime cíclico incorpora um fator de dano que permite avaliar a degradação da envolvente monotónica sob o efeito da imposição da ação cíclica alternada.

Porém é sabido que a modelação da aderência pode, como foi referido no capítulo 2, ser analisada a diferentes escalas, recorrendo-se também a diferentes tipos de modelos, que têm vindo a ser desenvolvidos desde os anos sessenta do século passado.

Estes modelos, apesar de poderem ser classificados de diferentes maneiras, têm vindo a ser agrupados, por diversos autores, entre os quais Dominguez [24], em termos dos princípios usados na sua definição. Ou seja, de acordo com esta classificação, os modelos dividem-se em modelos empíricos, analíticos e em semi-empíricos ou semi-analíticos. Os primeiros pretendem apenas simular a resposta global sem qualquer tentativa de modelar os fenómenos envolvidos enquanto que os modelos analíticos, pelo contrário, tentam modelar a aderência através da modelação do comportamento intrínseco do material, não se baseando em resultados experimentais para simular a resposta da ligação. Finalmente, os modelos semi-empíricos ou semi-analíticos tentam, como a própria classificação indica, combinar ambas as abordagens.

Um dos primeiros modelos empíricos referidos na bibliografia é a expressão proposta por Rehm [107], existindo outras como as de Nilson [108], Mirza e Houde [109], Martin [110], Tepfers [111] e Shima *et al* [112]. Estes modelos, ao recorrerem a expressões simples e ajustadas aos resultados experimentais, têm como principal inconveniente a reduzida flexibilidade da sua aplicação, uma vez que devolvem boas simulações apenas para um número restrito de casos.

Ao nível dos modelos semi-analíticos ou semi-empíricos, a bibliografia consultada [2], [24] refere que um dos primeiros modelos deste tipo que tentou incluir o comportamento, em termos de aderência, associado à imposição de ações cíclicas e alternadas foi proposto por Morita e Kaku [57]. Posteriormente, o modelo desenvolvido por Tassios [28], baseado em condições de equilíbrio e compatibilidade da armadura num domínio semi-infinito de betão, propôs a seguinte equação diferencial (6.1), onde s representa o deslizamento entre a armadura e o betão e x a coordenada ao longo do comprimento da armadura:

$$\tau_b + \frac{E_s \times \phi_s}{4} \frac{\partial^2 s}{\partial x^2} - \frac{E_s \times \phi_s}{4} \frac{\partial \epsilon_c}{\partial x} - \frac{v_s \times \phi_s}{2} \frac{\partial \sigma_r}{\partial x} = 0 \quad 6.1$$

em que E_s , v_s , ϕ_s , representam respetivamente o módulo de elasticidade, o coeficiente de *Poisson* e o diâmetro da armadura enquanto que σ_r e ϵ_c representam a tensão radial e a extensão axial do betão. A resolução desta equação diferencial permite obter a relação local tensão de aderência-deslizamento e o boletim da *fib* [1] considera que este modelo constituiu um grande avanço no conhecimento, na medida em que passou a incluir a deterioração para deslizamentos inferiores ou iguais aos do ciclo anterior.

Um outro modelo que se enquadra no campo dos modelos semi-empíricos ou semi-analíticos é a expressão desenvolvida em 1981, por Ciampi *et al* [113], para o ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento e que se traduz na expressão 6.2:

$$\tau_b = \tau_1 \times \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha, 0 \leq s \leq s_1 \quad 6.2$$

Esta expressão que é complementada por um troço constante entre s_1 e s_2 , um ramo descendente até s_3 , um ramo de atrito e um conjunto de valores numéricos para os diversos parâmetros, constitui o modelo de aderência em regime monotónico (Figura 5.13) proposto pelo Model Code 2010 [5],[6] citado no capítulo anterior. Os parâmetros que permitem definir o valor médio da relação tensão de aderência-deslizamento, em função do tipo de rotura previsto e das condições de aderência, são os que constam do Quadro 6.1.

Quadro 6.1 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos pelo Model Code 2010 [5], [6].

	Rotura por arrancamento		Rotura por fendimento do betão			
	Boas condições de aderência	Outras condições de aderência	Boas condições de aderência		Outras condições de aderência	
			Não confinado	Estribos	Não confinado	Estribos
$\tau_{\text{máx}}$	$2,50 \times \sqrt{f_{\text{cm}}}$	$1,25 \times \sqrt{f_{\text{cm}}}$	$7,0 \times \left(\frac{f_{\text{cm}}}{25} \right)^{0,25}$	$8,0 \times \left(\frac{f_{\text{cm}}}{25} \right)^{0,25}$	$5,0 \times \left(\frac{f_{\text{cm}}}{25} \right)^{0,25}$	$5,5 \times \left(\frac{f_{\text{cm}}}{25} \right)^{0,25}$
s_1	1,0 mm	1,80 mm	$s(\tau_{\text{máx}})$	$s(\tau_{\text{máx}})$	$s(\tau_{\text{máx}})$	$s(\tau_{\text{máx}})$
s_2	2,0 mm	3,60 mm	s_1	s_1	s_1	s_1
s_3	c	c	$1,2 \times s_1$	$0,5 \times c$	$1,2 \times s_1$	$0,5 \times c$
α	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40
τ_f	$0,40 \times \tau_{\text{máx}}$	$0,40 \times \tau_{\text{máx}}$	0	$0,40 \times \tau_{\text{máx}}$	0	$0,40 \times \tau_{\text{máx}}$

No domínio dos modelos semi-analíticos merece também referência o modelo proposto por Eligehausen *et al* em 1983 [11], para a resposta sob ações cíclicas e alternadas, uma vez que

também ele está na base da formulação proposta pela última versão do Model Code 2010 [5], [6].

Este modelo, desenvolvido após um vasto programa experimental, considera que a deterioração da aderência devido à imposição de ações cíclicas e alternadas pode ser simulada através da incorporação de coeficientes de dano, que se baseiam na relação entre a energia dissipada em regime cíclico e a energia dissipada em regime monotónico.

O primeiro coeficiente de dano (d) (expressão 6.3) quantifica a degradação da aderência expectável permitindo obter os valores da tensão de aderência do ramo de recarga e da envolvente reduzida, partindo da relação local tensão de aderência-deslizamento em regime monotónico, tal como apresentado no capítulo anterior para Ω_{cyc} .

$$d = 1 - e^{\left(-1,2 \times \left[\frac{E}{E_0} \right]^{1,1} \right)} \quad 6.3$$

em que E representa a energia dissipada em regime cíclico e E_0 a energia dissipada em regime monotónico até se atingir o deslizamento (s_3) correspondente à tensão de atrito (τ_3), conforme se representa na Figura 6.1.

O ramo de atrito, por seu lado, deve ser determinado a partir do coeficiente d_f (expressão 6.4) que depende do quociente entre a energia dissipada por atrito em regime cíclico (E_f) e em regime monotónico (E_{of}).

$$d_f = 1 - e^{\left(-1,2 \times \left[\frac{E_f}{E_{of}} \right]^{0,67} \right)} \quad 6.4$$

A energia dissipada em regime monotónico (E_{of}) obtém-se através da expressão 6.5, sendo a energia dissipada em regime cíclico (E_f) calculada conforme se apresenta na Figura 6.2.

$$E_{of} = \tau_3 \times s_3 \quad 6.5$$

Apesar da abordagem semi-analítica da modelação continuar a ser a mais equilibrada para a generalidade dos casos de carga, incluindo as ações cíclicas e alternadas, convém salientar que existem diversos modelos puramente analíticos que tentam descrever o fenómeno que regula a resposta da ligação entre a armadura e o betão no âmbito da teoria do comportamento dos materiais. Os principais modelos são desenvolvidos a partir de relações constitutivas elásticas lineares ou não lineares, com base na mecânica da fratura ou do dano ou ainda no domínio da teoria da plasticidade.

No início dos anos 90, o estudo desenvolvido por Russo *et al* [115], por exemplo, apresenta uma solução analítica para o sistema de equações diferenciais que regem a aderência sob sollicitações generalizadas, que se baseia num modelo bilinear para o aço e assume que a

relação tensão de aderência-deslizamento é expressa por funções exponenciais ou por funções lineares.

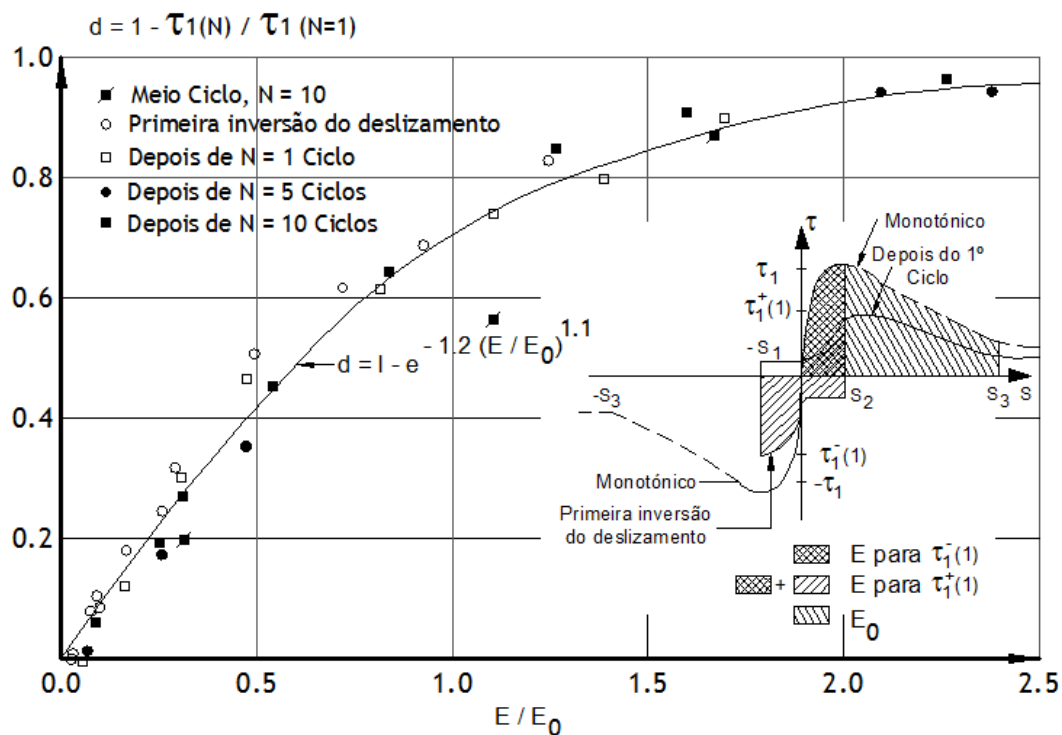


Figura 6.1 – Coeficiente de dano (d), para a obtenção do ramo de recarga e da envolvente reduzida, proposto por Eligehausen *et al* [11].

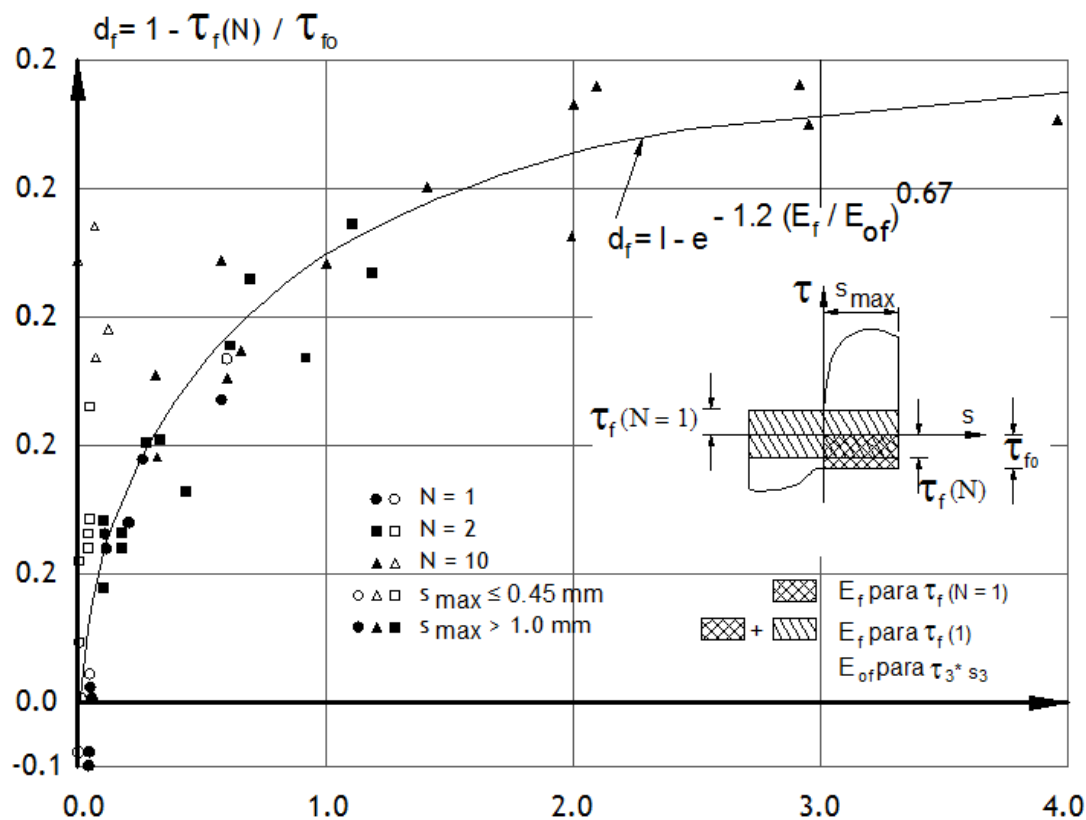


Figura 6.2 – Coeficiente de dano (d_f) para o ramo de atrito, proposto por Eligehausen *et al* [11].

Muitos outros modelos considerados como analíticos são referidos no levantamento exaustivo feito por Mendes [2], porém o boletim da *fib* [1] dá particular relevância ao estudo desenvolvido em 1996 por Den Uijl e Bigaj [66], uma vez que o mesmo propôs que a modelação local da aderência se baseasse na ação de confinamento que o betão confere, numa abordagem no domínio da mecânica da fratura. Apesar do modelo desenvolvido não considerar o efeito da existência de armadura transversal ou de pressão externa, inclui a rotura por arrancamento ou por fendimento do betão e introduz o efeito da cedência da armadura, tendo devolvido resultados satisfatórios ao nível das tensões da armadura e da relação tensão de aderência-deslizamento. Este modelo tem a particularidade de ter sido posteriormente calibrado com base nos resultados de um programa experimental [67] desenvolvido em provetes com betão de resistência normal e de alta resistência, tendo sido fixado um conjunto de valores para os parâmetros constituintes do modelo.

Mais recentemente foi desenvolvido por Ruiz-Fernández *et al.* [116] um modelo analítico que pretende descrever a resposta da ligação aço-betão antes e depois da cedência da armadura, bem como a sua influência no comportamento dos elementos estruturais. O modelo analítico baseia-se num conjunto de hipóteses que simplificam a equação diferencial que rege ao fenómeno da aderência permitindo obter expressões relativamente simples que podem ser resolvidas para se determinar o deslizamento e a tensão de aderência na interface aço-betão, bem como a tensão e extensão na armadura, para situações específicas.

Simplificadamente pode dizer-se que este modelo [116] considera que, a partir do momento em que a extensão da armadura não pode ser negligenciada (entrada em cedência da armadura), o escorregamento entre o varão e o betão não pode ser considerado constante, devendo a relação local tensão de aderência-deslizamento ser afetada pela extensão longitudinal presente no varão. Portanto, para extensões de tração superiores à extensão de cedência, a eficiência da aderência é reduzida por efeito da contração lateral da armadura, da mesma forma que, para extensões negativas importantes, a aderência aumenta por efeito da expansão lateral da armadura, o que melhora o efeito de cunha associado à presença das nervuras.

Os autores [116] consideram que a inclusão deste fenómeno na relação local tensão de aderência-deslizamento passa por introduzir um coeficiente (K_b) que corrige a tensão de aderência definida para provetes com comprimento aderente curto, a partir do instante em que a armadura atinge a extensão de cedência (ϵ_y).

Relativamente aos valores a adotar para o coeficiente K_b , o estudo propõe duas abordagens diferentes, uma designada por modelo da raiz quadrada e uma outra que admite uma lei rígido-plástica para a relação entre a tensão de aderência e o deslizamento, denominada modelo rígido-plástico.

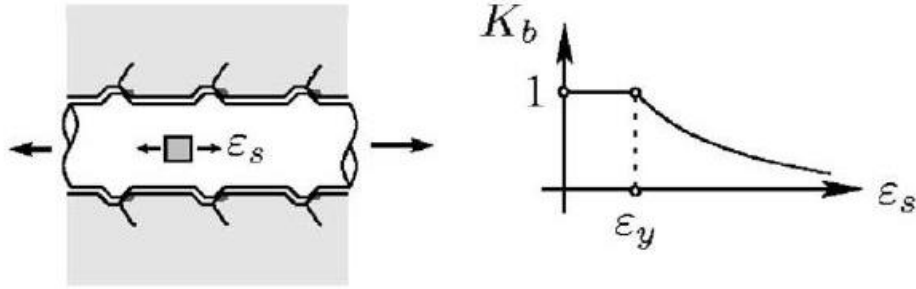


Figura 6.3 – Coeficiente K_b proposto por Ruiz-Fernández *et al.* [116] para correção da tensão de aderência a partir da extensão de cedência (ϵ_y) devido ao aumento da extensão na armadura (ϵ_s).

No primeiro caso, a influência da extensão na armadura é contabilizada determinando o coeficiente K_b conforme a expressão 6.6.

$$K_b(\epsilon_s) = \begin{cases} \frac{\epsilon_{bu} - \epsilon_s}{\epsilon_{bu} - \epsilon_y} \sqrt{\frac{\epsilon_y}{\epsilon_s}} \leq 1, & 0 < \epsilon_s \leq \epsilon_{bu} \\ 0, & \epsilon_s > \epsilon_{bu} \end{cases} \quad 6.6$$

sendo ϵ_{bu} dependente da altura das nervuras transversais (a) e do diâmetro do varão através da relação da expressão 6.7.

$$\epsilon_{bu} = \frac{4 \times a}{\phi} \quad 6.7$$

No modelo rígido-plástico o coeficiente K_b é obtido através da aplicação da expressão 6.8, considerando os autores que existe uma boa concordância com os resultados experimentais quando a variável A toma o valor 10.

$$K_b = \exp[A \times (\epsilon_y - \epsilon_s)] \quad 6.8$$

Comparando ambas as propostas, tomando como referência varões de 16 mm com uma área relativa das nervuras transversais de 0,1 e admitindo que a cedência da armadura se dá para uma extensão de 0,2%, verifica-se que existe uma discrepância considerável na evolução do coeficiente à medida que aumenta a extensão na armadura, o que conduzirá também a uma variação significativa na evolução da degradação da tensão de aderência, conforme se pode verificar através da análise do gráfico da Figura 6.4.

Finalmente o trabalho de Ruiz-Fernández *et al.* [116] admite que a proposta de modelo analítico apresentada pelos autores assenta na hipótese de que a aderência é influenciada pela expansão/contração lateral do varão.

De facto, há trabalhos desta área, entre os quais o de Shima [64], que associam a entrada em cedência da armadura a uma redução brusca da tensão de aderência em provetes com comprimentos aderentes da ordem das 50 vezes o diâmetro. Porém, como se referiu no capítulo anterior, nos ensaios realizados neste estudo tipicamente só se verifica uma redução da tensão de aderência quando a extensão da armadura é superior a valores da ordem dos 3 a 4%,

havendo mesmo situações em que só para extensões de 7 a 8% é que se dá a rotura da aderência.

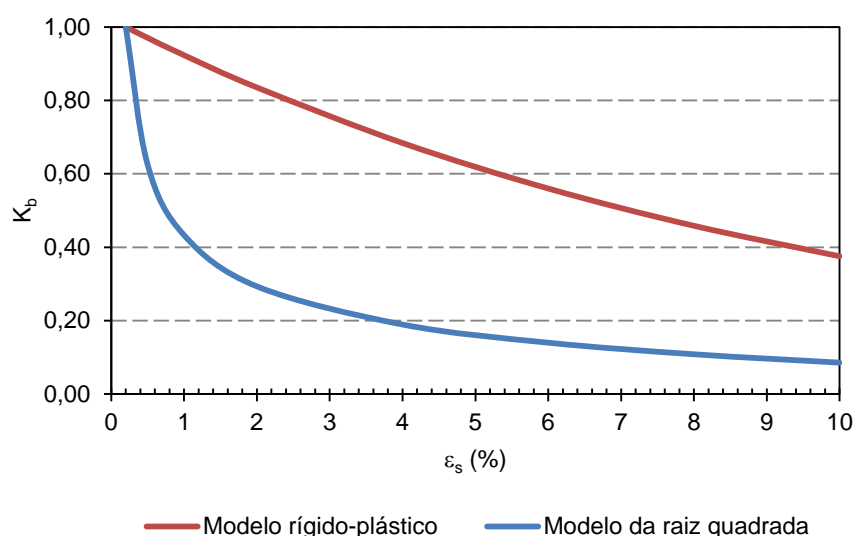


Figura 6.4 – Modelos propostos para o coeficiente K_p por Ruiz-Fernández *et al.* [116].

Portanto, julga-se ser uma hipótese muito conservativa adotar o instante “entrada em cedência da armadura” como justificação para a redução brusca da tensão de aderência. Ou seja, os resultados obtidos parecem suportar a tese de que, em provetes com confinamento, só há efetivamente redução da tensão de aderência quando há redução considerável da secção transversal da armadura. Na realidade, parece ser aceitável que isso só suceda muito depois da entrada da armadura em cedência, uma vez que nesse instante estão em causa extensões da ordem dos 0,2%.

Assim, considera-se que o trabalho experimental elaborado pode permitir reformular o fator corretivo associado à entrada em cedência da armadura proposto por esses autores, adequando-o melhor aos resultados obtidos.

6.2 - Modelação do comportamento dos provetes

Com vista a comparar os resultados obtidos experimentalmente com os devolvidos através da aplicação do modelo previsto no Model Code 2010 e também com as propostas feitas neste estudo, recorreu-se à modelação do comportamento dos provetes por recurso ao *software* comercial ATENA (*Advanced Tool for Engineering Nonlinear Analysis*) desenvolvido pela Cervenka Consulting Ltd. e que utiliza o método dos elementos finitos para a análise não linear de estruturas [117].

Este *software* tem a particularidade de permitir manipular a aderência entre os elementos que constituem a armadura e o betão adotando uma condição de aderência perfeita entre os

materiais ou atribuindo diferentes leis para a relação entre a tensão de aderência e o deslizamento que ocorre na interface.

Assim sendo, descrevem-se sumariamente nos pontos seguintes os aspetos mais relevantes da modelação dos provetes, nomeadamente no que diz respeito aos modelos adotados para o comportamento do betão e da armadura. Seguidamente apresenta-se de uma forma mais detalhada a forma como o *software* permite incorporar o fenómeno da perda de aderência.

6.2.1 - Modelação do comportamento do betão

Ao nível da modelação do comportamento do betão, importa destacar que a escolha do modelo constitutivo do material está intimamente ligada à utilização pretendida. Nesse sentido, dos dois modelos principais disponíveis na biblioteca do ATENA, adotou-se o modelo constitutivo de fratura plástica (*CC3DNonLinCementitious2*) que combina modelos constitutivos de tração (fratura) e comportamento plástico de compressão, na medida em que este é, segundo o manual do utilizador [117], o recomendado para simular problemas que envolvam fissuração do betão bem como esmagamento do betão sob elevado confinamento.

6.2.2 - Modelação do comportamento da armadura

Relativamente à armadura, optou-se por modelar o varão principal e a armadura de confinamento de forma discreta (*CCReinforcement*) tendo-se adotado uma relação tensão-extensão do aço do tipo multilinear (*CCMultiLinearFunction*), uma vez que assim é possível modelar todas as fases do comportamento do aço, nomeadamente a fase elástica, a cedência, o endurecimento e a rotura.

No caso particular da modelação dos ensaios cíclicos, o varão principal foi modelado usando o elemento (*CCCyclingReinforcement*) que incorpora o comportamento do modelo não linear proposto por Menegotto e Pinto em 1973 [118].

6.2.3 - Modelação da aderência

O efeito da perda de aderência entre a armadura e o betão é incorporado no ATENA através de um elemento (Figura 6.5) no qual foi introduzido um grau de liberdade, que corresponde ao deslizamento entre a armadura e o betão na fronteira do elemento (*CCBarWithBond*) [119] Na figura seguinte representam-se ainda a tensão normal na armadura tracionada e a tensão de aderência.

Para além da fundamentação teórica associada ao desenvolvimento deste elemento, importa salientar a importância crucial da função escolhida para relacionar a tensão de aderência com o deslizamento, para a obtenção de resultados realistas. A versão comercial do *software* tem

disponíveis a lei de aderência do Model Code 1990 [4], a proposta por Bigaj em 1999 [120] e permite ainda que o utilizador defina a sua própria lei.

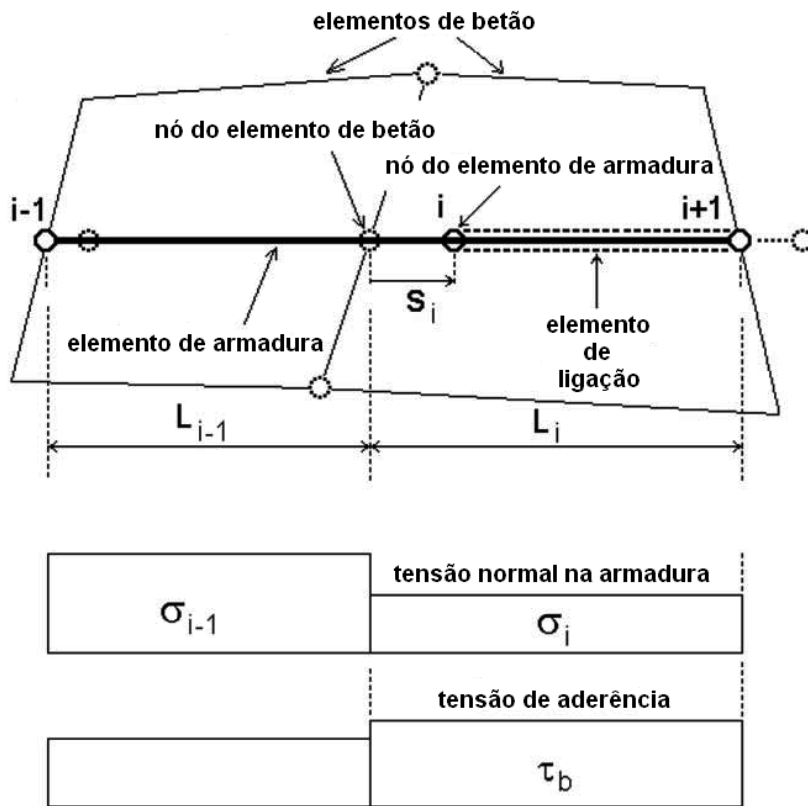


Figura 6.5 – Elemento "Reinforcement bar with bond" disponível no ATENA (adaptado de [119]).

Considerando que se pretendia comparar os resultados obtidos experimentalmente com os obtidos através da modelação com a lei tensão de aderência-deslizamento prevista, por exemplo, no Model Code 2010 [5], [6], esta última alternativa de incorporação da lei de aderência acabou por ser a mais útil para a obtenção dos resultados pretendidos, tendo sido usada tanto para a simulação do comportamento dos provetes ensaiados em regime monotónico como para os provetes ensaiados em regime cíclico.

Para se obter uma melhor resposta aquando da carga e descarga devidas à imposição de ações do tipo cíclico, foi incorporado um elemento que altera a resposta em função do sinal da tensão de aderência (*CcBarWithMemoryBond*). Este elemento tem a particularidade de poder ser usado em conjunto com qualquer uma das três opções relativas à lei de aderência imposta, permitindo que a resposta, em vez de seguir a mesma envolvente que seguiu durante a carga, passe a depender de um parâmetro adicional (*friction unload coefficient*) que controla a tensão de aderência máxima da ligação (τ_1 da Figura 6.6).

Este parâmetro pode tomar valores entre a tensão de aderência máxima definida na lei de aderência imposta e a tensão de atrito dessa mesma lei. Na Figura 6.6, um determinado valor de deslizamento designa-se por s e a lei de aderência imposta por $f(s)$.

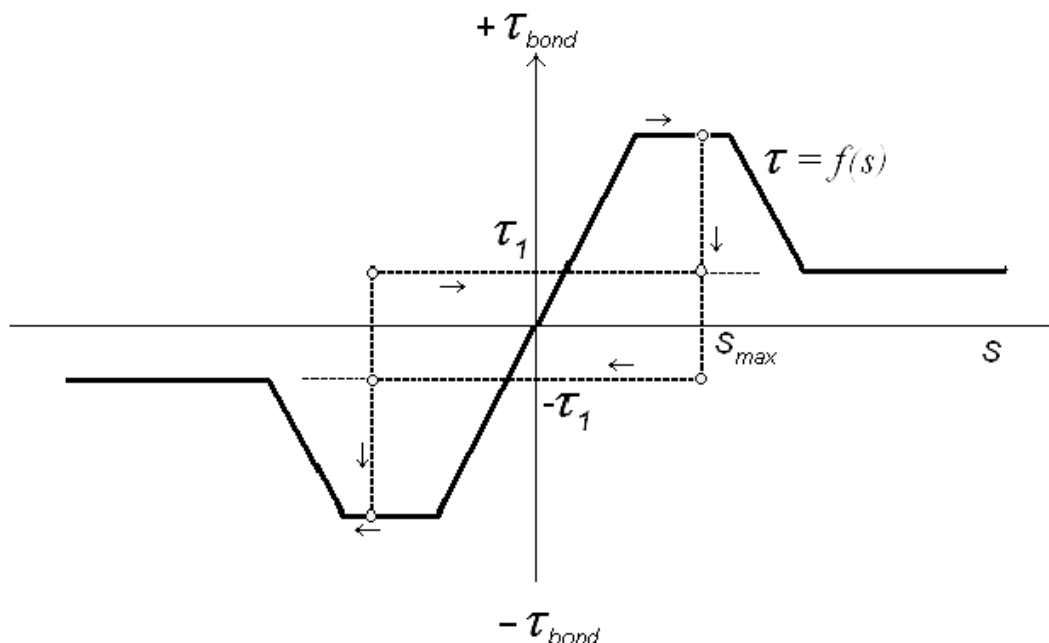


Figura 6.6 – Esquema de funcionamento do "Memory Bond material" disponível no ATENA (adaptado de [117]).

Atualmente e depois de diversas tentativas, a incorporação automática de um coeficiente de dano devido à imposição de uma ação cíclica, que permita a redução ciclo a ciclo da envolvente reduzida, como o proposto por Eligehausen [11] e que está patente na nova versão do Model Code 2010 [5], [6], ainda não é possível. No entanto, o problema pode ser minimizado calculando manualmente a redução expectável em função do coeficiente de dano, para se ir impondo ciclo a ciclo, uma nova lei de aderência com a referida redução.

6.3 - Características gerais dos modelos

Cada um dos modelos elaborados (16 mm e 25 mm) é constituído por 3 macroelementos que simulam o betão, por um varão principal, por 8 varões que representam a armadura de confinamento e ainda por um macroelemento que simula o sistema de amarração da máquina de ensaio.

Dos três tipos de elementos sólidos disponíveis na biblioteca do *software* ATENA, recorreu-se à utilização dos elementos hexaédricos (*CCIsoBrick*) para definir os macroelementos, na medida em que se mostraram os mais adequados à geometria do problema, conforme se pode verificar pelo esquema de nós da Figura 6.7.

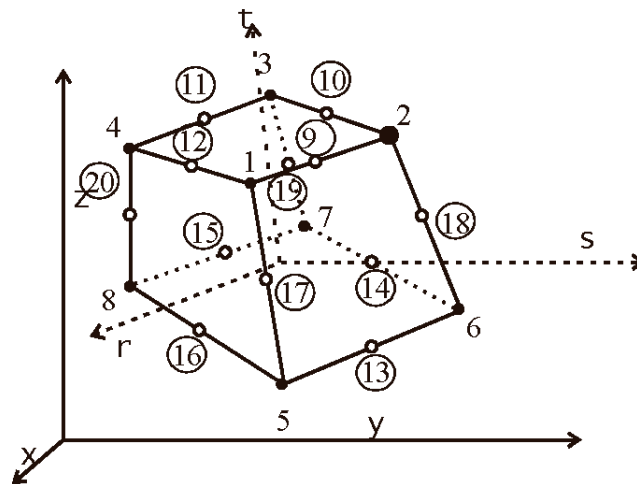


Figura 6.7 – Esquema de nós do "CC/isoBrick element" disponível no ATENA (adaptado de [117]).

Entre os diversos macroelementos estabeleceu-se a necessidade de compatibilidade da malha de elementos finitos (entre os macroelementos 1 e 2 e entre 2 e 3), tendo-se optado por uma malha com a dimensão que se apresenta no quadro seguinte.

Quadro 6.2 – Dimensão da malha de elementos finitos de cada macroelemento.

Identificação do Elemento	Dimensão da malha (m)
Macroelemento 1	$1,0 \times 0,05 = 0,050$
Macroelemento 2	$0,5 \times 0,05 = 0,025$
Macroelemento 3	$1,0 \times 0,05 = 0,050$
Macroelemento 4	$0,1 \times 0,05 = 0,005$

Ao nível da armadura recorreu-se à utilização de um comando particular que permitiu assegurar que o varão principal se encontra apenas incorporado no macroelemento central (*Embedded in Solid*), garantindo assim que o varão só está aderente nesse troço.

Relativamente às ações impostas, o modelo foi preparado para permitir transitar, de um modo simples, do regime monotónico para o regime cíclico. Para tal, um caso de carga refere-se às condições de apoio e o outro ao deslocamento imposto no macroelemento 4.

No primeiro caso de carga, para a simulação em regime monotónico, considerou-se apenas a face junto ao ponto de aplicação de deslocamento no varão como apoiada, restringindo todos os deslocamentos (Figura 6.8).

Em regime cíclico foi necessário definir como apoiada a face oposta do provete sempre que o deslocamento imposto no varão principal impunha compressão (Figura 6.9). Desta forma, estabeleceu-se um regime de alternância da condição de apoio em função da ação imposta (tração ou compressão).

Apresenta-se também na Figura 6.10 uma perspetiva do mesmo modelo que permite evidenciar a zona aderente bem como os dois pontos mais relevantes para a obtenção de resultados, ou seja o ponto de imposição de deslocamento e o ponto de comparação com os resultados experimentais obtidos.

Nesta fase salienta-se ainda que, de entre as várias hipóteses disponíveis no ATENA, recorreu-se à aplicação do conceito de análise mista incremental-iterativa, através da utilização do método de Newton-Raphson [117], para a resolução do problema tendo sido necessário fazer diversos ajustes aos parâmetros de erro e aos limites de convergência para minimizar oscilações nos resultados como a que se exemplifica na Figura 6.11.

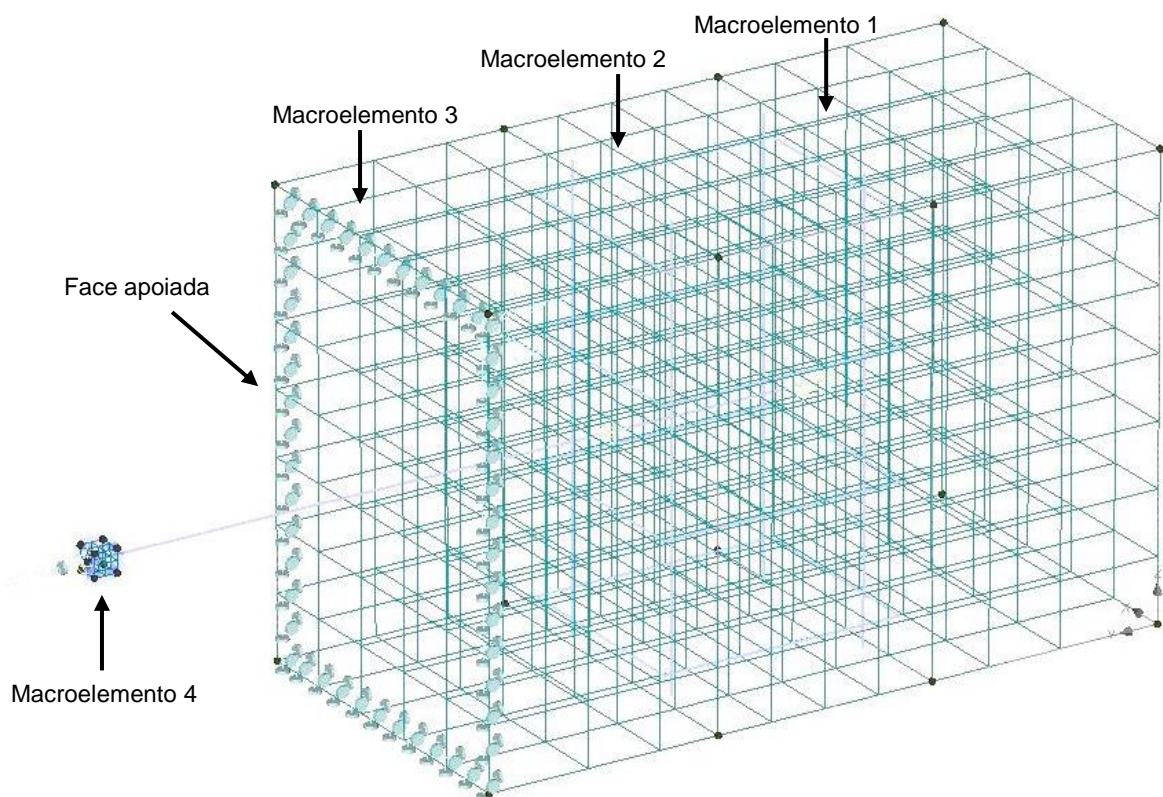


Figura 6.8 – Aspeto geral do modelo para varões de 16 mm para simulação em regime monotónico.

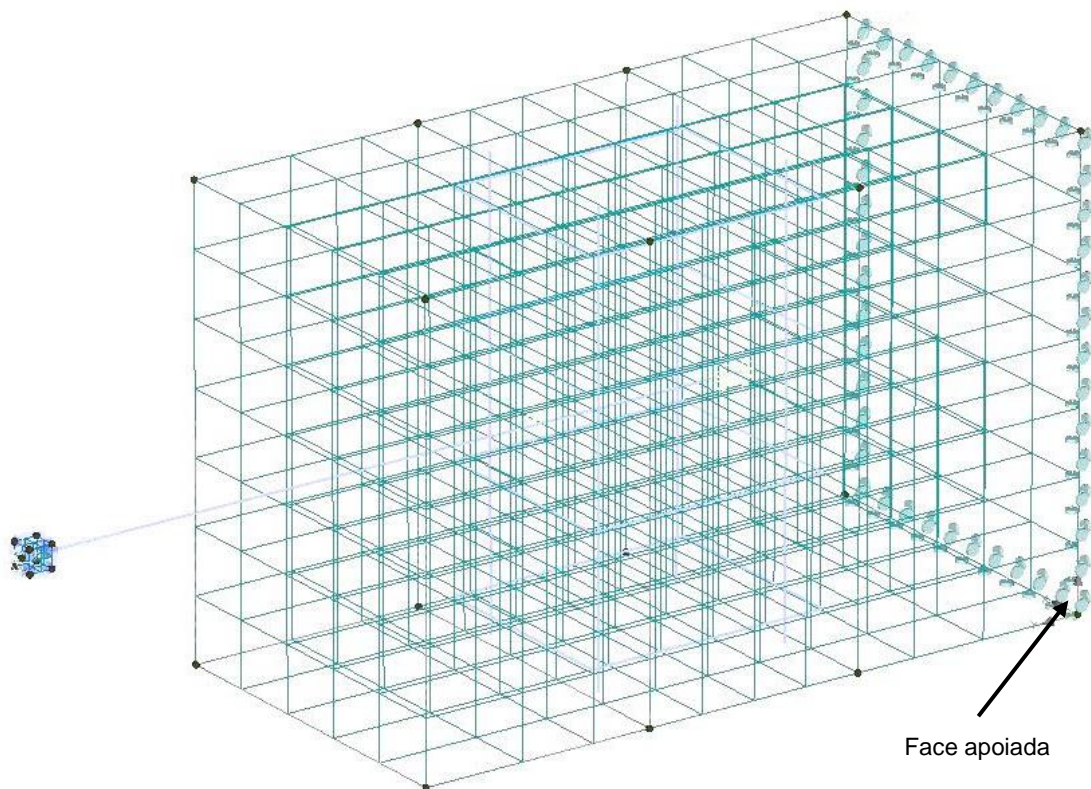


Figura 6.9 – Aspecto geral do modelo para varões de 16 mm para simulação em regime cíclico (compressão).

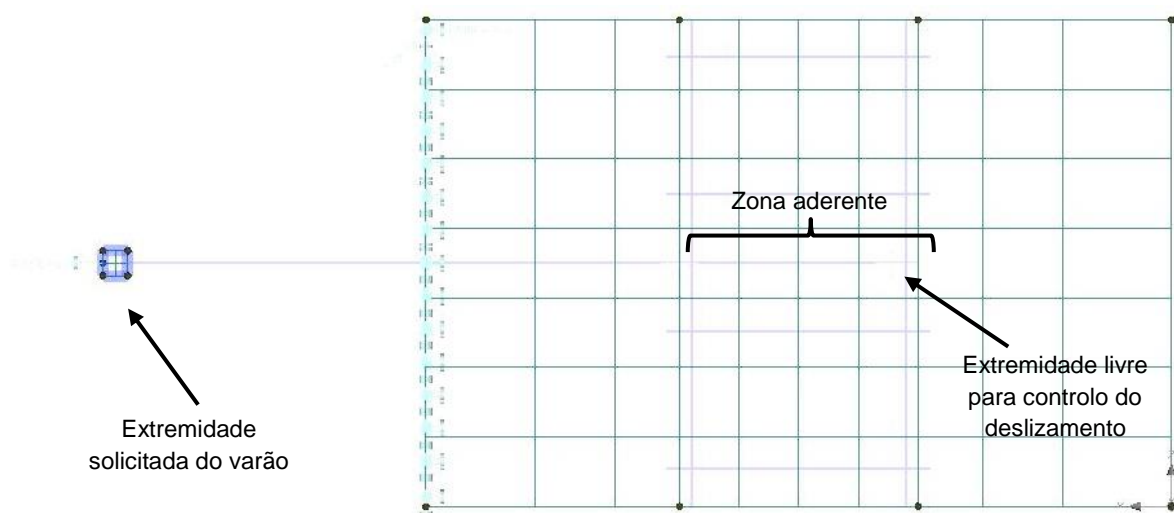


Figura 6.10 – Modelo de 16 mm: perspectiva yz com identificação dos pontos de controlo de resultados.

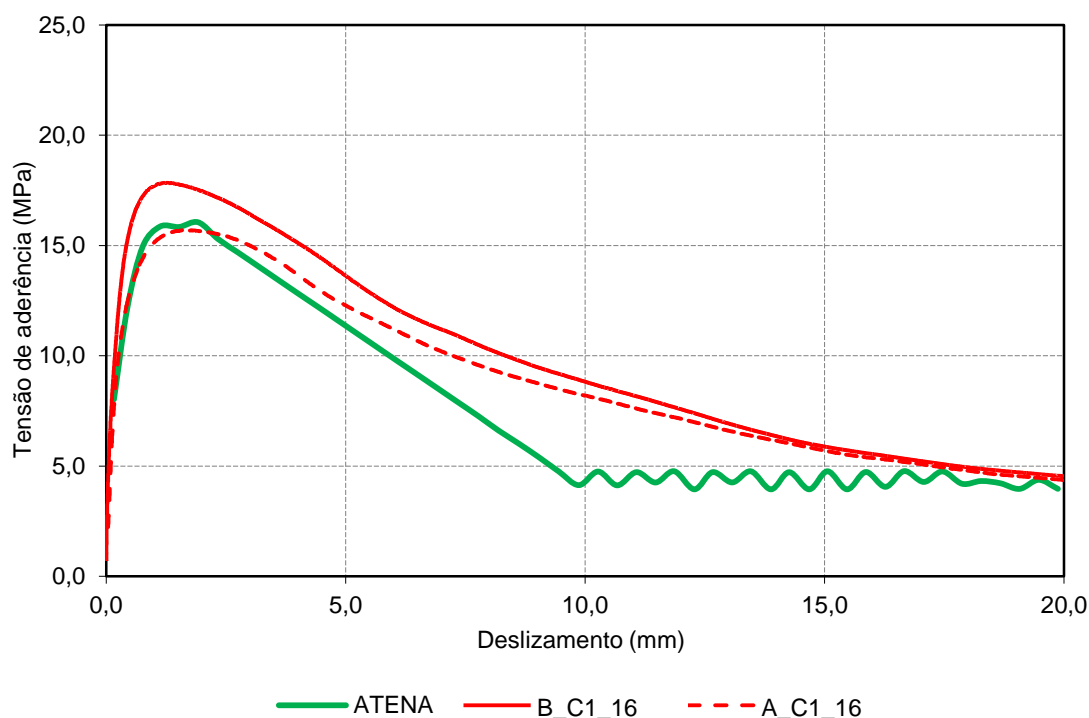


Figura 6.11 – Exemplificação do tipo de resultados obtidos com limite de convergência de 0,01.

6.4 - Resultados obtidos em regime monotónico

6.4.1 - Relação proposta pelo Model Code 2010

Num primeira fase, para avaliar a adequabilidade do modelo implementado tendo em vista os resultados expectáveis, avaliou-se quais seriam os resultados obtidos, em termos de tensões de aderência e deslizamento na extremidade não solicitada do modelo, aplicando a relação proposta pelo Model Code 2010 [5], [6] a cada um dos diferentes betões e também a cada um dos diâmetros. Desta forma foi possível obter resultados comparáveis aos obtidos experimentalmente, uma vez que se avalia o deslizamento do ponto equivalente àquele em que foram feitos os registos pelos transdutores de deslocamento.

Nesta fase, monitorizou-se também um ponto do varão principal, junto à extremidade solicitada, de forma a avaliar quais os deslocamentos envolvidos. Nos gráficos seguintes os deslocamentos relativos a este ponto encontram-se representados pelas séries em que se inclui a menção "dmáq.".

No gráfico da Figura 6.12 pode-se verificar o efeito da alteração da resistência do betão na relação entre a tensão de aderência e o deslizamento, sendo possível constatar também que os deslocamentos correspondentes ao ponto que simula a amarração ao

equipamento de ensaio são mais elevados, como seria de esperar, em face da deformação do varão fora da zona aderente.

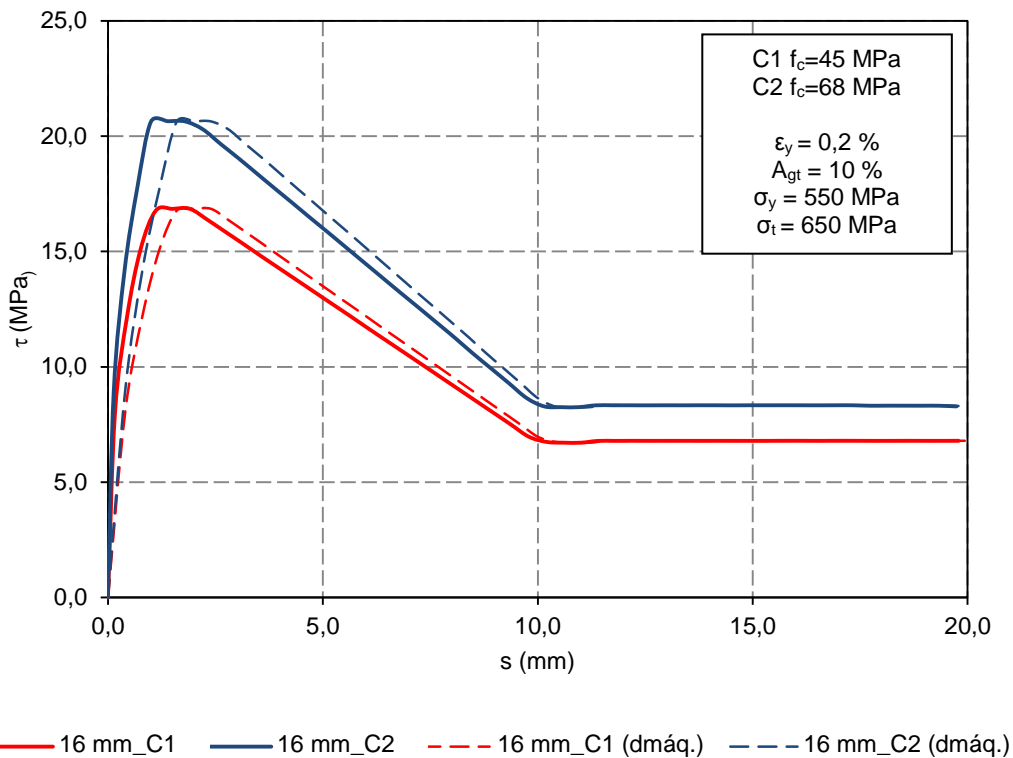


Figura 6.12 – Resultados obtidos pelo modelo de 16 mm com duas resistências de betão diferentes.

A título ilustrativo apresenta-se na figura seguinte um esquema que permite analisar na Figura 6.14 um pormenor da zona aderente do modelo, com a evolução da tensão de aderência, para os diferentes níveis de deslocamento imposto ($s_{imp.}$), no modelo com varão de 16 mm e betão de menor resistência (C1).

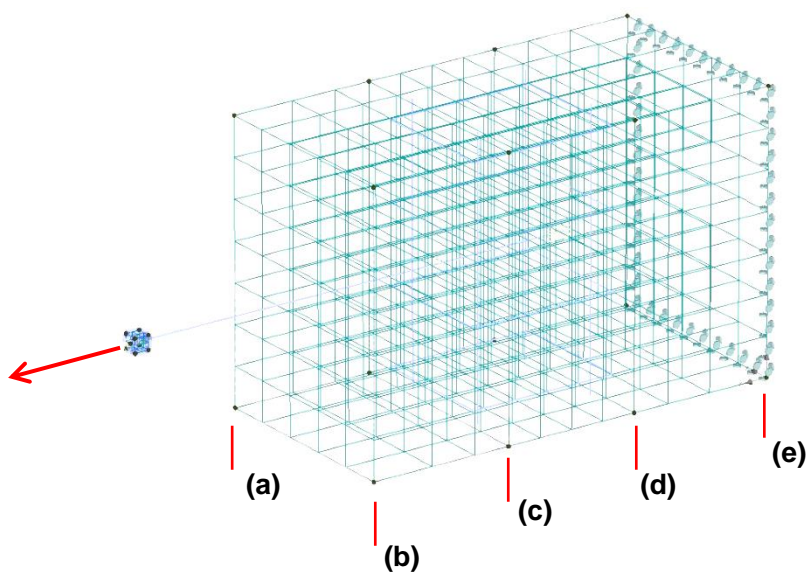


Figura 6.13 – Esquema para análise da evolução da tensão de aderência na zona aderente.

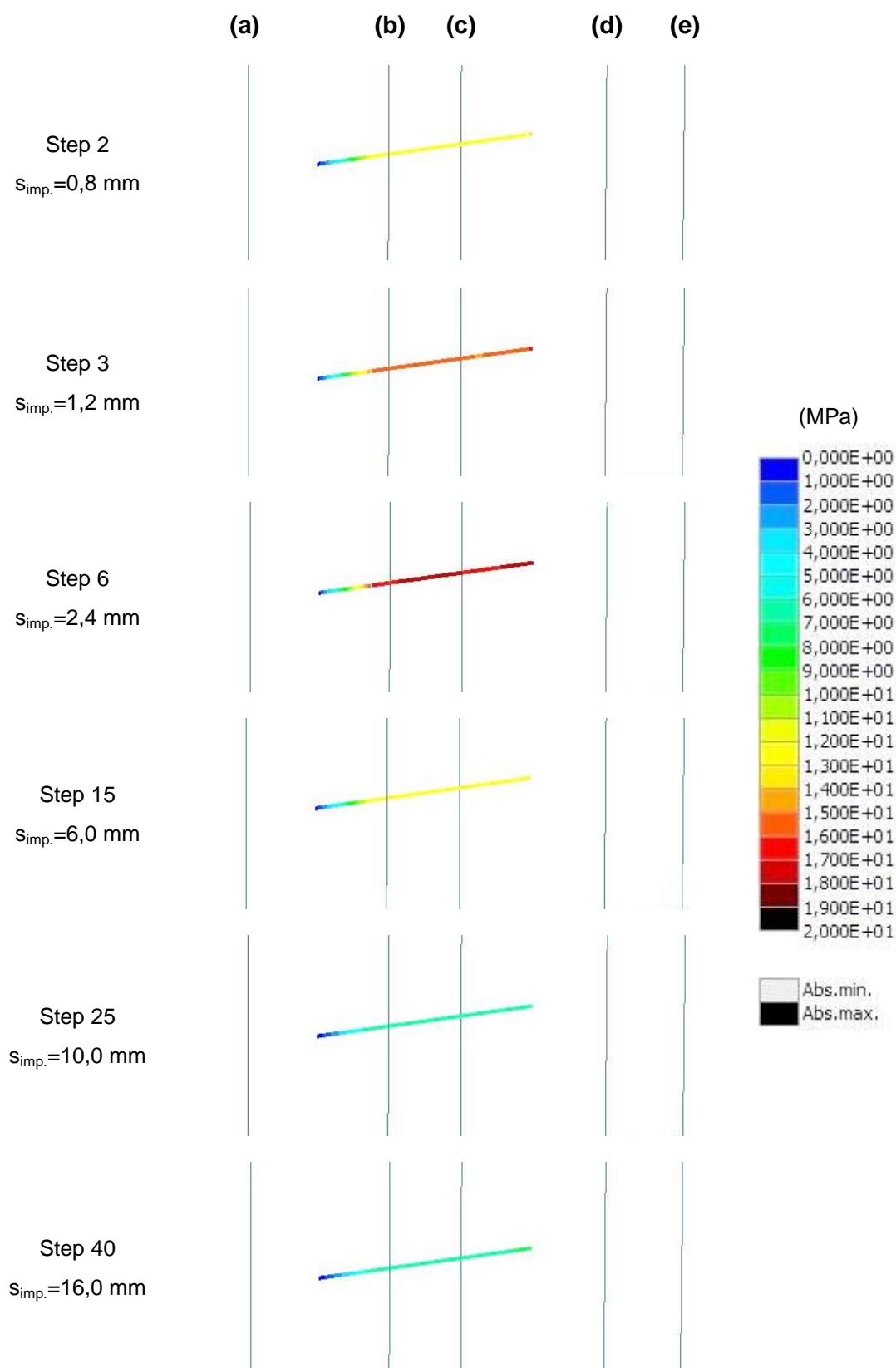


Figura 6.14 – Evolução da tensão de aderência e o do respetivo deslizamento na zona aderente do modelo de 16 mm com betão de menor resistência.

Da mesma forma, apresentam-se na Figura 6.15 os resultados obtidos no modelo de 25 mm nos dois tipos de betão considerados neste estudo.

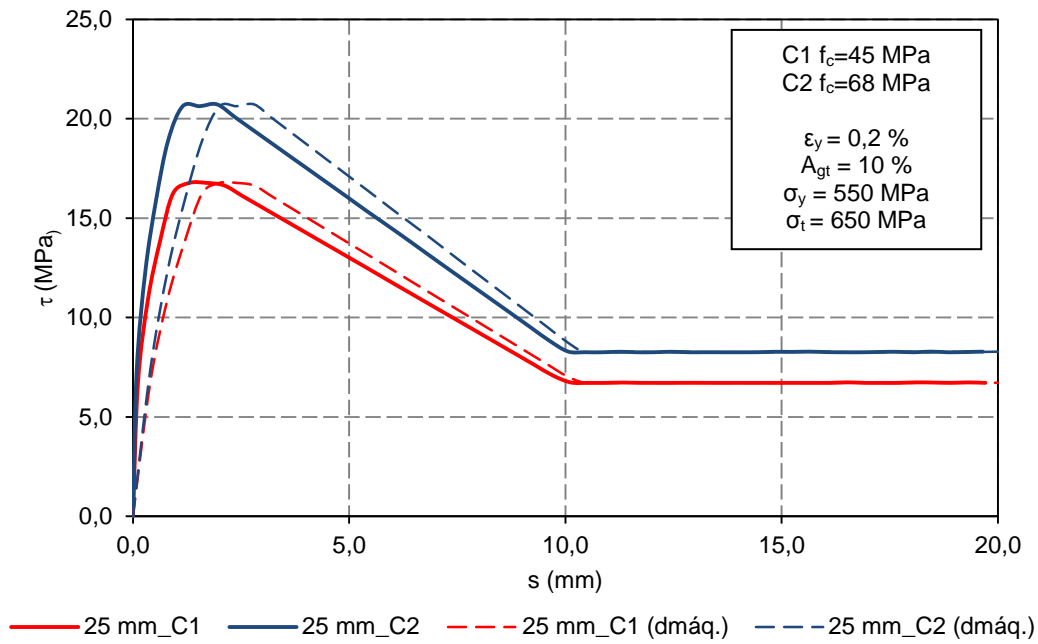


Figura 6.15 – Resultados obtidos pelo modelo de 25 mm com duas resistências de betão diferentes.

Seguidamente simulou-se o impacto inerente à redução da tensão de cedência do varão principal, aqui exemplificado para os provetes de 16 mm do lote BT (Figura 6.16).

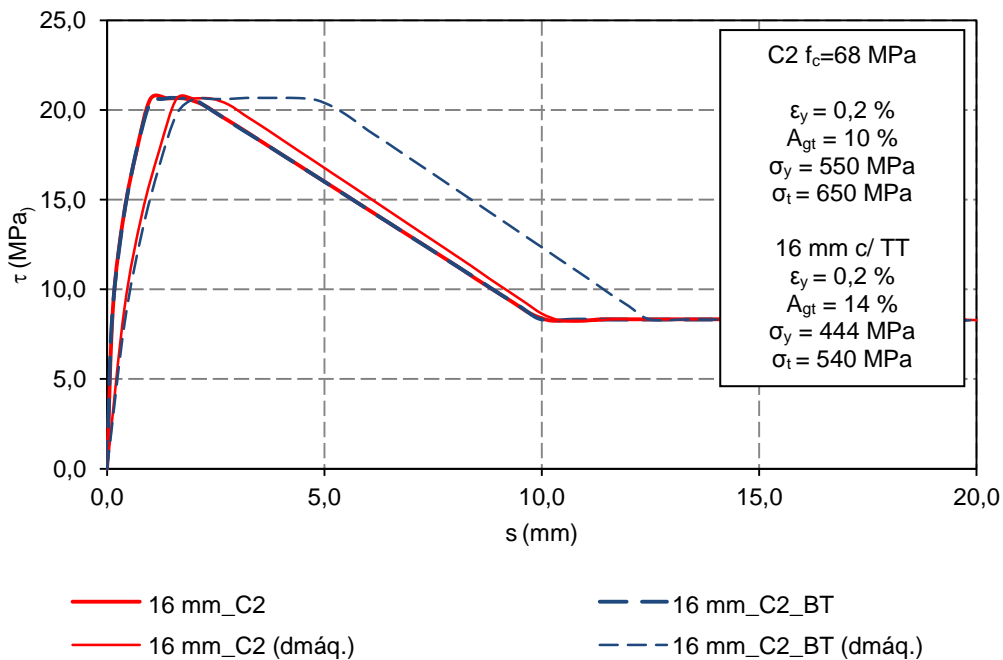


Figura 6.16 – Resultados obtidos pelo modelo de 16 mm com e sem tratamento térmico (BT).

Os resultados obtidos enquadram-se também aqui com o expectável, uma vez que revelam que, os deslocamentos da extremidade solicitada do modelo são ligeiramente superiores no ramo ascendente e aumentam consideravelmente quando se atinge a tensão de aderência máxima, uma vez que a deformação do varão é superior, isto enquanto o deslizamento na extremidade oposta permanece inalterado.

Na Figura 6.17, apresentam-se também os resultados obtidos com a redução da resistência dos varões de 25 mm dos lotes AT e BT, verificando-se mais uma vez o aumento dos deslocamentos da extremidade solicitada a partir do instante em que é atingida a tensão máxima de aderência. Porém, os resultados obtidos não evidenciam a redução da tensão de aderência associada à entrada em cedência da armadura, uma vez que tal não está contemplado no modelo.

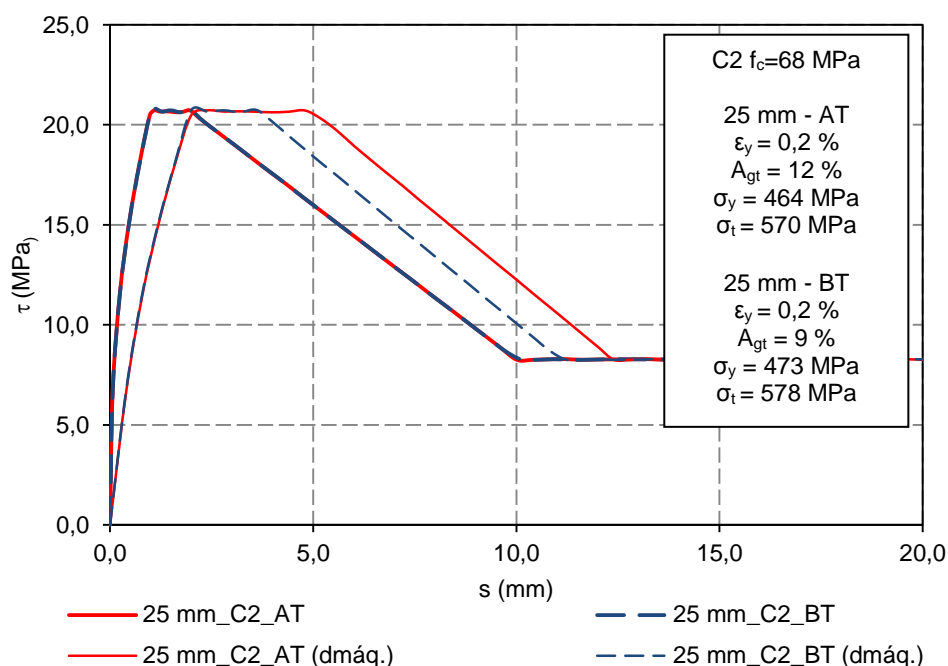


Figura 6.17 – Resultados obtidos pelo modelo de 25 mm com o tratamento térmico (AT e BT).

6.4.2 - Proposta para varões com maior área relativa das nervuras transversais

Tal como foi anteriormente referido, o ramo ascendente da relação entre a tensão de aderência e o deslizamento é influenciado sobretudo pela área relativa das nervuras transversais dos varões, tendo-se sugerido que, no caso dos varões com maior área relativa das nervuras, a tensão de aderência máxima possa variar entre 2,35 e 2,65 vezes a raiz quadrada da resistência do betão à compressão e que o patamar onde a tensão de aderência é máxima se situe entre 0,5 mm e 1,5 mm.

Nesse sentido, ajustaram-se as leis usadas nos modelos de 16 mm e 25 mm (Quadro 6.3) com base nos pressupostos anteriormente enunciados no sentido de avaliar se a proposta apresentada devolvia, como esperado, resultados comparáveis com os obtidos experimentalmente.

Assim, aplicando as relações tensão de aderência-deslizamento do Quadro 6.3, o modelo numérico elaborado devolve os resultados que se apresentam na Figura 6.18 e na Figura 6.19 e que se comparam respetivamente com os resultados experimentais dos provetes de 16 mm dos

lotes A e B e também com os dos dois lotes (A e B) de provetes de 25 mm de betão de menor resistência.

Quadro 6.3 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento propostos para ajuste do Model Code [5], [6].

τ (MPa)			τ (MPa)	
s (mm)	16 mm lote A	16 mm lote B	s (mm)	25 mm lotes A e B
0,05	4,76	6,02	0,05	6,68
0,20	8,28	1,048	0,20	1,162
0,40	10,93	13,82	0,40	15,34
0,50	11,95	15,12	0,50	16,77
0,60	12,85	16,26	0,60	16,77
0,80	14,42	17,78	0,80	16,77
1,00	15,76	17,78	1,00	16,77
1,50	15,76	17,78	1,50	16,77
2,00	15,76	17,15	2,00	16,38
10,00	6,31	7,11	10,00	10,19
15,00	6,31	7,11	14,50	6,71
20,00	6,31	7,11	20,00	6,71

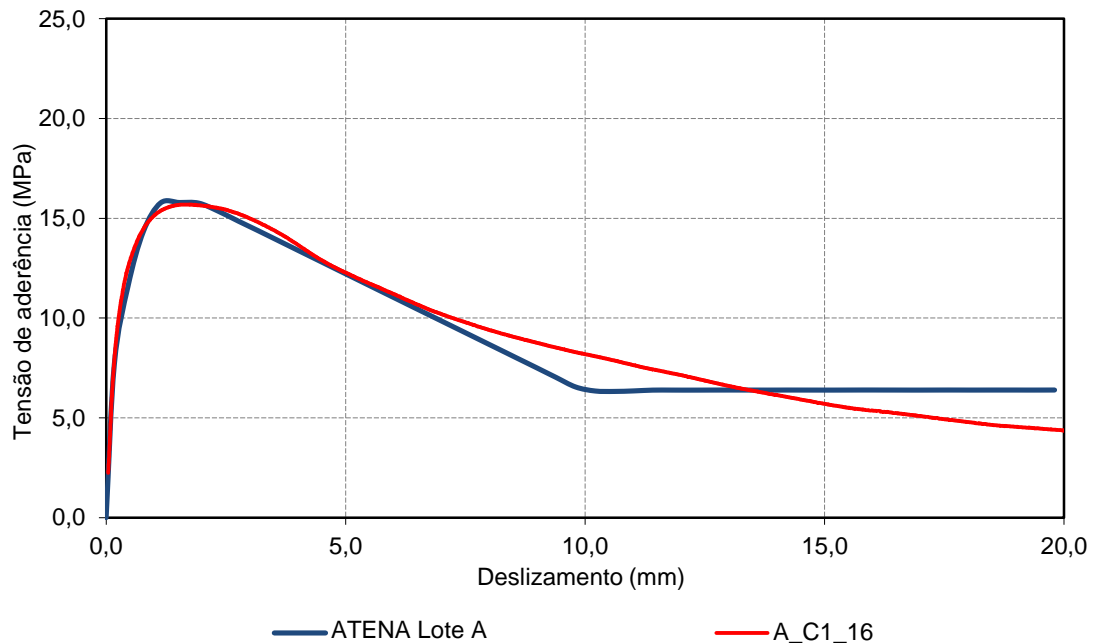


Figura 6.18 – Comparação entre os resultados obtidos pelo modelo de 16 mm e os resultados experimentais dos provetes do lote A de betão de menor resistência.

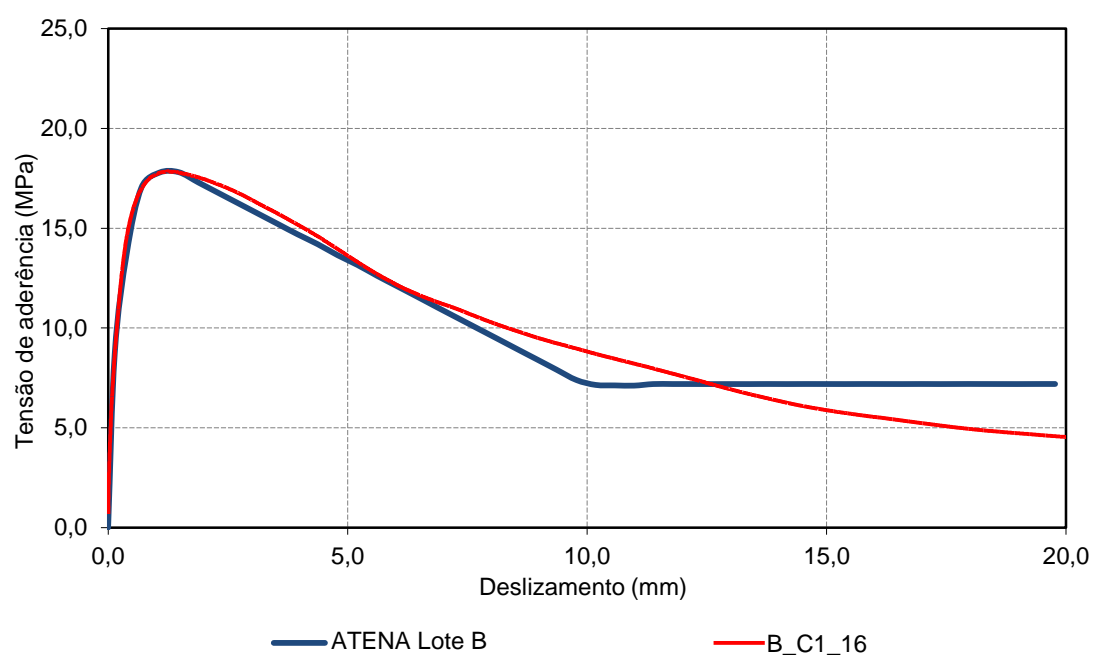


Figura 6.19 – Comparação entre os resultados obtidos pelo modelo de 16 mm e os resultados experimentais dos provetes do lote B de betão de menor resistência.

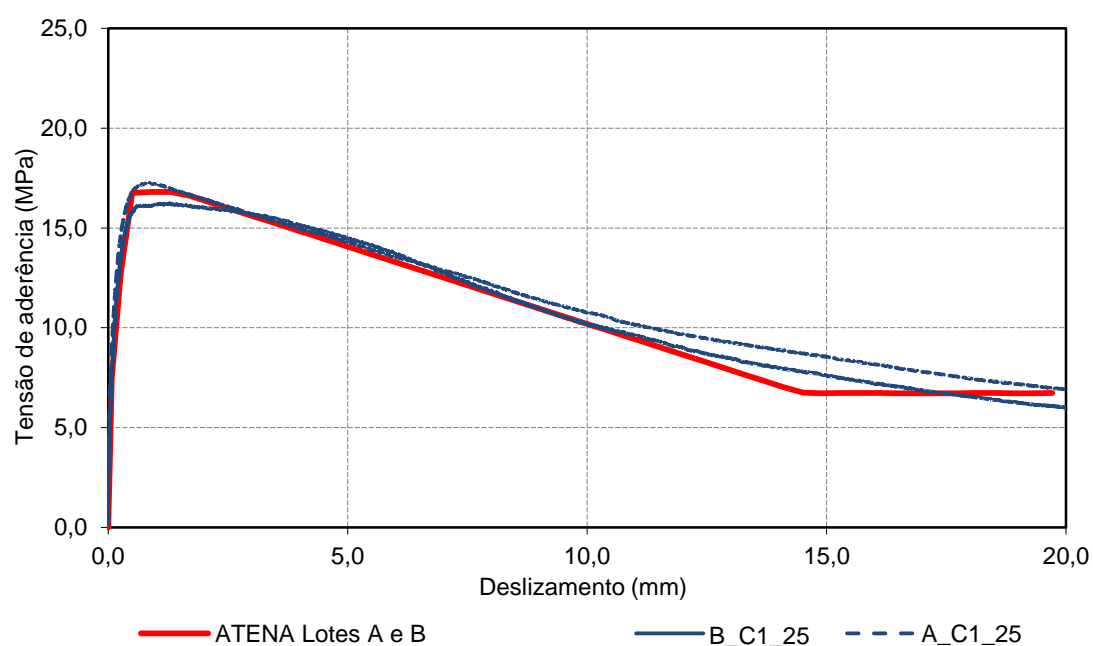


Figura 6.20 – Comparação entre os resultados obtidos pelo modelo de 25 mm e os resultados experimentais dos provetes dos lotes A e B de betão de menor resistência.

Os resultados obtidos demonstram que se consegue efetivamente um melhor ajuste do ramo ascendente da relação entre a tensão de aderência e o deslizamento, para as diversas situações analisadas, sendo de salientar a diferença que se verifica para o caso dos varões de 16 mm que possuem menor (lote A) ou maior (lote B) área relativa das nervuras transversais.

6.5 - Resultados obtidos em regime cíclico

Com vista a explorar o funcionamento do modelo implementado no *software* ATENA para a modelação da aderência em regime cíclico (*CCBarWithMemoryBond*) recorreu-se ao modelo usado para simular o comportamento dos provetes executados com varões de 16 mm em que se considerou a lei de aderência prevista no Model Code 2010 [5], [6] em betão de menor resistência (16 mm_C1 na Figura 6.12).

Tal como foi anteriormente referido, para que este modelo permitisse impor esforços alternados de tração e compressão no varão principal foram implementadas diversas modificações relacionadas com a necessidade de restringir os deslocamentos na face oposta àquela que tem a restrição de deslocamentos quando é imposta força de tração. Ou seja, em tração foi necessário assegurar a restrição do deslocamento em x, y e z na face do macroelemento 3 e também a restrição do deslocamento em x e z nas faces do macroelemento 4 contidas nos planos yz e xy. Em compressão, a restrição do deslocamento em x, y e z deixou de ser no macroelemento 3 e passou a ser na face do macroelemento 1, conforme se apresentou na Figura 6.9.

Por outro lado, como o modelo implementado no *software* não permite calcular um valor do dano em função da energia dissipada e automaticamente corrigir a lei de aderência a impor no ciclo seguinte, foi necessário, numa primeira fase, explorar a alteração ciclo a ciclo da lei de aderência, impondo apenas uma redução dos valores da tensão de aderência compatível com o expectável. Após diversas tentativas, constatou-se que os resultados devolvidos não evidenciavam o agravamento do deslizamento devido à ação cíclica verificado experimentalmente. Assim, optou-se por, em cada ciclo, incorporar uma degradação ao nível da tensão de aderência e também ao nível do deslizamento, tendo-se efetuado a modelação do comportamento com a lei tensão de aderência - deslizamento do Quadro 6.4 e do Quadro 6.5, para os incrementos de deslizamento (*steps*) correspondentes à imposição de 10 ciclos e posterior arranque em tração.

A lei imposta baseou-se numa redução da tensão de aderência de 13% com um agravamento simultâneo do deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima de 26%, em face dos resultados experimentais obtidos. Os resultados obtidos apresentam-se no Quadro 6.6, no qual também se quantifica a diferença relativa entre os resultados em regime monotónico e em regime cíclico.

Apesar dos resultados numéricos obtidos corresponderem ao esperado, as limitações deste modelo são evidentes, na medida em que o processo para além de muito mais moroso, apenas permite ter uma estimativa da tensão máxima de aderência e respetivo deslizamento desde que já haja informação prévia da degradação, o que na prática não é a situação desejável.

Desta forma, considera-se que devem ser exploradas outras alternativas de *software* que, para além de possibilitarem a manipulação da relação entre a tensão de aderência e o deslizamento imposto, garantam que a mesma possa ser adaptada em função de parâmetros controlados pelo utilizador, nomeadamente parâmetros como a energia dissipada e o deslizamento acumulado, uma vez que tal permitiria aferir melhor a adequabilidade das funções de degradação da aderência apresentadas no capítulo anterior.

Quadro 6.4 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento imposta em regime cíclico: *steps* 1 a 63.

1 a 15		16 a 27		28 a 39		40 a 51		52 a 63	
s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)
0,050	5,060	0,051	4,990	0,053	4,910	0,054	4,840	0,056	4,770
0,200	8,810	0,206	8,680	0,212	8,560	0,217	8,430	0,223	8,300
0,400	11,620	0,412	11,450	0,423	11,280	0,435	11,120	0,446	10,950
0,600	13,670	0,617	13,470	0,635	13,280	0,652	13,080	0,669	12,880
0,800	15,340	0,823	15,120	0,846	14,900	0,869	14,680	0,892	14,450
1,000	16,770	1,029	16,530	1,058	16,290	1,087	16,040	1,116	15,800
2,000	16,770	2,058	16,530	2,116	16,290	2,173	16,040	2,231	15,800
10,000	6,710	10,289	6,610	10,578	6,520	10,867	6,420	11,156	6,320
20,000	6,710	20,578	6,610	21,156	6,520	21,733	6,420	22,311	6,320

Quadro 6.5 – Parâmetros da relação tensão de aderência-deslizamento imposta em regime cíclico: *steps* 64 a 130.

64 a 75		76 a 87		88 a 99		100 a 111		112 a 130	
s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)	s (mm)	τ (MPa)
0,057	4,690	0,059	4,620	0,060	4,550	0,062	4,480	0,063	4,400
0,229	8,170	0,235	8,050	0,240	7,920	0,246	7,790	0,252	7,660
0,458	10,780	0,469	10,610	0,481	10,450	0,492	10,280	0,504	10,110
0,687	12,680	0,704	12,490	0,721	12,290	0,739	12,090	0,756	11,890
0,916	14,230	0,939	14,010	0,962	13,790	0,985	13,570	1,008	13,350
1,144	15,560	1,173	15,320	1,202	15,070	1,231	14,830	1,260	14,590
2,289	15,560	2,347	15,320	2,404	15,070	2,462	14,830	2,520	14,590
11,444	6,230	11,733	6,130	12,022	6,030	12,311	5,930	12,600	5,840
22,889	6,230	23,467	6,130	24,044	6,030	24,622	5,930	25,200	5,840

Quadro 6.6 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos em regime monotónico e em regime cíclico.

Regime	τ (MPa)	s (mm)
Monotónico	16,85	1,509
Cíclico	14,66	14,66
Diferença relativa	-13%	28%

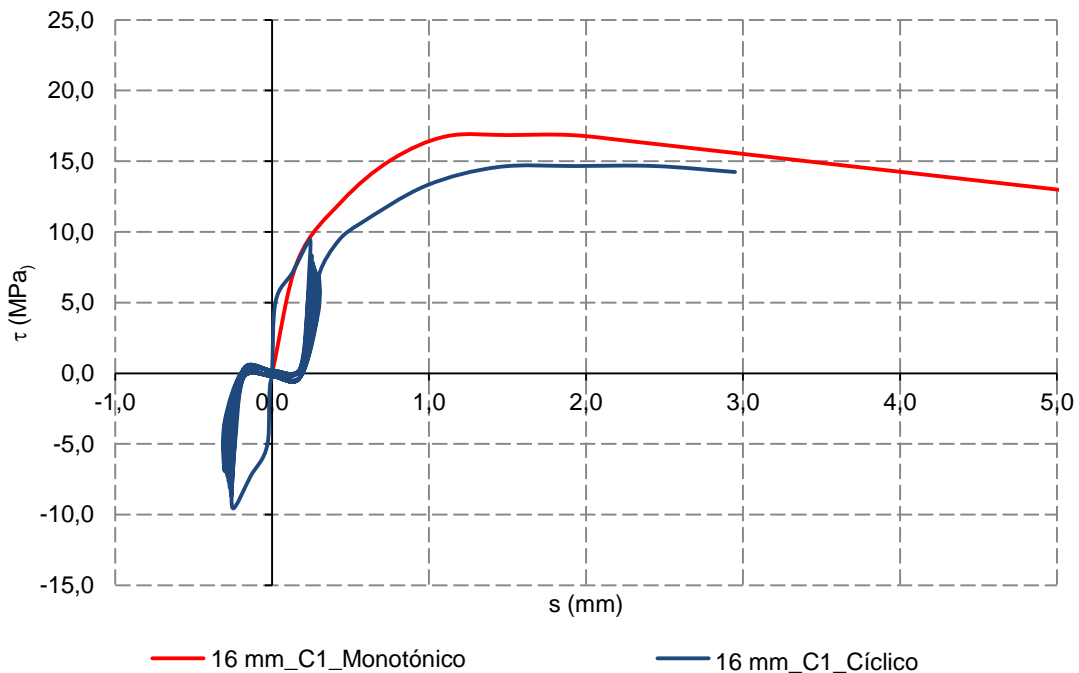


Figura 6.21 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos em regime monotónico e em regime cíclico pelo modelo de 16 mm em betão de menor resistência.

6.6 - Considerações finais

O trabalho desenvolvido no presente capítulo evidencia a adequabilidade da generalidade das propostas apresentadas para a modelação da aderência em regime monotónico e, paralelamente permite constatar algumas das lacunas do *software* utilizado, uma vez que o mesmo não permite, por exemplo, incorporar de forma direta a redução da tensão de aderência associada à entrada em cedência da armadura.

Relativamente à modelação em regime cíclico verifica-se que o modelo implementado apenas reproduz a degradação da tensão de aderência e do deslizamento associados à ação cíclica, se tal for previamente estipulado pelo utilizador na lei de aderência de cada ciclo. Em face desta limitação, considerou-se que não havia mais-valia na simulação de todas as situações avaliadas experimentalmente.

Portanto, reitera-se aqui a necessidade de, no futuro se recorrer a um *software* que permita manipular a forma de degradação da tensão de aderência em função da energia e deslizamento de cada instante, uma vez que só assim é possível avaliar a adequabilidade dos coeficientes de dano determinados experimentalmente.

CAPÍTULO 7

Conclusões e perspetivas de trabalho futuro

7.1 - Síntese do trabalho efetuado

Conforme referido no início deste trabalho, a aderência controla o desempenho dos elementos de betão armado, uma vez que assegura o mecanismo de transferência de tensões entre o aço e o betão. Ao nível dos estados limite de utilização limita a abertura de fendas e também a sua distribuição contribuindo assim para minorar as deformações e danos muito localizados, enquanto que ao nível do estado limite último, proporciona ao betão capacidade de amarração suficiente. Este mecanismo tem também influência na capacidade de rotação de rótulas plásticas e, em situações extremas a redução da aderência pode pôr em causa o funcionamento conjunto entre os dois materiais.

Portanto, considerou-se pertinente contabilizar adequadamente o deslizamento que efetivamente ocorre na interface armadura-betão, uma vez que nem sempre é correcto assumir uma ligação perfeita entre a armadura e o betão.

Nesse sentido desenvolveu-se no LNEC um programa experimental com o objetivo de caracterizar a aderência dos varões nervurados do tipo A500NR SD existentes no mercado, fundamentalmente para melhorar a modelação do comportamento dos elementos de betão armado de zonas críticas de estruturas inseridas em zonas sísmicas.

O programa experimental realizado teve como principais variáveis varões de dois diâmetros frequentemente utilizados em ligações viga-pilar (16 mm e 25 mm) de aço do tipo A500NR SD, dois níveis diferentes de área relativa das nervuras transversais (A e B) e duas classes de betão (C1 e C2), ambas representativas do betão utilizado nas construções mais relevantes.

Para caracterizar a relação local tensão de aderência-deslizamento considerou-se um comprimento aderente curto ($6 \times d$), o que também permite vir a usar os resultados obtidos na modelação numérica de elementos de betão armado, extrapolando os resultados para zonas de amarração, por exemplo. Por outro lado, para assegurar que seria possível obter a entrada em cedência da armadura no comprimento aderente previsto, foi necessário sujeitar varões dos lotes A e B a um tratamento térmico para destruição da camada superficial. Assim, para obtenção dos lotes AT e BT, solicitou-se o reaquecimento dos varões após a sua produção, a uma temperatura da ordem dos 950°C durante um período entre 7 e 10 minutos conforme o diâmetro, o que conduziu a uma redução da tensão de cedência, mantendo o mesmo perfil nervurado.

Com o objetivo de simular os diferentes tipos de carregamento a que um varão de uma zona de ligação pode estar sujeito, aquando da ocorrência de um sismo, foram realizados ensaios de referência (monotónicos) e também diversos tipos de ensaios cíclicos.

Para cada tipo de ensaio, foram testados pelo menos três provetes semelhantes ou seja, com o mesmo tipo de armadura e do mesmo lote de betão, para se tentar reduzir a dispersão de resultados típica deste tipo de ensaios. Todos os ensaios foram realizados em controlo de deslocamento, com velocidade constante e, no caso dos ensaios cíclicos alternados, foram

impostos 10 ciclos tração-compressão antes de se proceder ao arrancamento do varão em tração.

7.2 - Principais conclusões

7.2.1 - Aderência em regime monotónico

Os ensaios realizados em regime monotónico permitem concluir que a variação de diâmetro, para o mesmo nível de área relativa das nervuras transversais, origina uma redução da tensão de aderência máxima da ordem dos 10% entre os varões de 16 mm e 25 mm de diâmetro.

A redução da tensão máxima de aderência é mais acentuada nos provetes de 25 mm executados em betão de maior resistência.

No que diz respeito à influência da área relativa das nervuras transversais, constata-se que nos provetes de 16 mm, o aumento da área relativa das nervuras transversais traduz-se num incremento da tensão máxima de aderência da ordem dos 15%, com uma redução do deslizamento que ronda os 15%. Este facto conduz a que o ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento seja mais rígido.

Nesse sentido, este estudo propôs que, no caso dos varões com maior área relativa das nervuras, a tensão de aderência máxima possa variar entre 2,35 e 2,65 vezes a raiz quadrada da resistência do betão à compressão e que o patamar onde a tensão de aderência é máxima se situe entre 0,5 mm e 1,5mm.

Relativamente à influência da resistência do betão, o aumento da resistência do betão é mais relevante no aumento das tensões máximas de aderência dos varões de 16 mm e conduz a uma redução considerável do deslizamento correspondente. Nos provetes com varões de 25 mm, apesar de haver uma maior dispersão nos resultados, ainda assim verifica-se que o aumento da resistência do betão origina um ligeiro aumento das tensões de aderência máximas.

Ao nível da influência da entrada em cedência da armadura, em regime monotónico, os resultados obtidos nos ensaios realizados tanto nos provetes com varões de 16 mm como nos provetes com varões de 25 mm revelam que o efeito da entrada em cedência da armadura se traduz essencialmente num aumento do deslizamento, não ocorrendo uma redução brusca da tensão de aderência imediatamente após o início da entrada em cedência da armadura. O referido aumento de deslizamento é mais reduzido quando a cedência da armadura ocorre no ramo ascendente da curva tensão de aderência-deslizamento e aumenta consideravelmente se a cedência da armadura ocorrer já mais próximo da tensão máxima de aderência.

Os resultados obtidos permitem concluir que, em provetes que pretendem simular as condições de aderência existentes num varão horizontal de uma ligação entre elementos estruturais, a

entrada em cedência da armadura conduz a uma redução da tensão de aderência máxima inferior a 10%.

7.2.2 - Aderência em regime cíclico

A redução da tensão de aderência associada à ação cíclica é ligeiramente superior nos varões de 25 mm registando-se também um aumento considerável do deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima. Tal como nos ensaios monotónicos, verifica-se que o aumento da tensão de aderência devido ao aumento da resistência do betão é inferior nos provetes com varões de maior diâmetro.

Em regime cíclico, a influência da área relativa das nervuras transversais, avaliada através dos ensaios realizados nos varões de 16 mm, permite concluir que a redução da tensão máxima de aderência devida à imposição da ação cíclica alternada é da mesma ordem nos provetes com maior e menor área relativa das nervuras transversais (13%). É de salientar que o acréscimo da tensão máxima de aderência entre os lotes é da ordem dos 15%, com uma redução do deslizamento que ronda os 18%.

Para além do menor deslizamento e da maior tensão máxima de aderência, o andamento médio da relação tensão de aderência - deslizamento obtido evidencia também uma maior rigidez do ramo ascendente da relação tensão de aderência-deslizamento nos provetes com maior área relativa das nervuras transversais, o que é compatível com os resultados obtidos em regime monotónico.

Nos varões de maior diâmetro e tal como para os ensaios monotónicos, a influência da resistência do betão, analisada através o aumento da resistência betão, traduz-se num ligeiro aumento da tensão máxima de aderência e num aumento considerável do respetivo deslizamento. Relativamente aos varões de 16 mm, o aumento da resistência do betão é uma mais-valia uma vez que permite aumentar a tensão máxima de aderência em cerca de 50% e reduzir em 20% o deslizamento correspondente.

A entrada em cedência da armadura conduz a uma redução da tensão máxima de aderência da ordem dos 10%, em ambos os diâmetros, tal como nos ensaios em regime monotónico.

Verificou-se também que o impacto da cedência da armadura é mais significativo quando a plastificação é imposta ao provete antes da imposição da ação cíclica. Quando a cedência da armadura ocorre apenas depois da imposição da ação cíclica, apesar de haver uma redução devido ao tipo de ação imposta, a degradação da tensão de aderência máxima é menos relevante.

Por outro lado, quando a plastificação ocorre antes da ação cíclica, a degradação da tensão de aderência, tende a ser tanto mais severa quanto maior o nível de plastificação e,

consequentemente, o deslizamento imposto, o que vai de encontro com o expectável uma vez que a plastificação da armadura tende a reduzir o atrito na interface aço-betão.

Em suma, os ensaios realizados nos varões de 16 mm de diâmetro clarificam a influência do aumento da área relativa das nervuras transversais na relação tensão de aderência-deslizamento, registando-se uma maior rigidez do ramo ascendente da referida relação.

Apesar de ao aumento da área relativa das nervuras transversais estar associado um aumento da fendilhação, se não for prevista a utilização de armadura de confinamento suficiente, os resultados alcançados, tanto nos ensaios monotónicos como nos ensaios cíclicos realizados nos varões de 16 mm de diâmetro, apontam para a possibilidade de utilização das armaduras com maior área relativa das nervuras transversais em estruturas ou elementos estruturais nos quais se pretende um melhor desempenho. Salienta-se que os varões do lote B apresentam em média e após o ensaio cíclico a mesma tensão máxima de aderência e deslizamento da mesma ordem de grandeza que os varões do lote A em regime monotónico.

Os resultados obtidos neste estudo indiciam que este benefício também seja aplicável quando a armadura atinge a cedência e no betão de maior resistência.

7.3 - Perspetivas de trabalho futuro

Considerando que o programa experimental inicialmente previsto acabou por ser adaptado em face dos resultados obtidos durante a realização dos ensaios, restam provetes que permitem ainda ensaios adicionais, para esclarecer entre outros aspetos a influência da direção de carregamento (tração ou compressão), especialmente nos provetes com maior área relativa das nervuras e nos provetes em que ocorre a cedência da armadura, uma vez que se registaram valores mais elevados das tensões de aderência nos ciclos de compressão.

Assim, seria interessante continuar este trabalho, caracterizando adequadamente as tensões de aderência que se desenvolvem devido a forças de compressão através da realização dos ensaios já previstos no capítulo 4:

- ensaios monotónicos com arranque em compressão (tipo T6);
- ensaios monotónicos com ciclos carga-descarga e deslizamento imposto da ordem do deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico (tipo T7);
- ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto inferior ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico, com arranque e conclusão em compressão (tipo T8);

- ensaios cíclicos alternados com deslizamento imposto equivalente ao deslizamento correspondente à tensão máxima de aderência em regime monotónico, com arranque e conclusão em compressão (tipo T9);

Por outro lado, e tendo em conta os provetes ainda disponíveis, seria útil realizar ensaios cíclicos alternados com maior nível de deslizamento imposto com vista a obter mais resultados que corroborem a proposta apresentada no capítulo 5 deste trabalho.

Relativamente à modelação numérica, verificou-se a ineficácia da implementação dos coeficientes de dano devidos à ação cíclica. Neste sentido, considera-se que os resultados obtidos neste estudo devem ser explorados para que proposta de incorporação do deslizamento acumulado, como fator de agravamento do deslizamento correspondente à tensão de aderência máxima em regime cíclico, possa ser implementada e eventualmente otimizada através da utilização de um *software* de livre manipulação pelo utilizador.

Em face dos resultados estimados para a tensão de aderência em função da entrada em cedência da armadura, considera-se que seria importante tentar calibrar o coeficiente proposto por Ruiz-Fernández [116] para incorporação do efeito da cedência da armadura, uma vez que o mesmo atualmente prevê que a redução da tensão de aderência se inicie no instante de entrada em cedência da armadura.

Finalmente considera-se que os conhecimentos adquiridos com o desenvolvimento deste trabalho permitem explorar áreas nas quais a aderência aço-betão desempenha um papel fundamental, como seja a avaliação do comportamento de elementos de betão sujeitos à ação do fogo.

BIBLIOGRAFIA

-
- [1] Task Group Bond Models; State-of-art report: "Bond of Reinforcement in Concrete"; fib Bulletin 10; August 2000.
 - [2] Mendes, Luís; Refined three-dimensional seismic analysis of reinforced concrete structures; Tese de Doutoramento; Instituto Superior Técnico; Lisboa; Portugal; 2011.
 - [3] EN 10080:2005 - Steel for the reinforcement of concrete - Weldable reinforcing steel - General.
 - [4] CEB - CEB-FIP Model Code 1990: Design code; Comité Euro-International du Béton; London; England; 1991.
 - [5] FIB - Bulletin 55 - Model Code 2010 - First complete draft, Volume 1; International Federation for Structural Concrete (fib); Lausanne; Switzerland; 2010.
 - [6] FIB - Bulletin 56 - Model Code 2010 - First complete draft, Volume 2; International Federation for Structural Concrete (fib); Lausanne; Switzerland; 2010.
 - [7] Broms, B.B.; Technique for Investigation of Internal Cracks in Reinforced Concrete Members; ACI Journal, Vol.62, nº1; pp. 35-43; 1965.
 - [8] Goto, Y. e Otsuka, K.; Studies on Internal Cracks Formed in Concrete Around Deformed Tension Bars; ACI Journal, Vol.86, nº4; pp. 244-251. ; 1971
 - [9] Gambarova, P. e Giuriani, E.; Fracture Mechanics of Bond in Reinforced Concrete; Discussion, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.111, nº5; pp. 1161-1164; 1985.
 - [10] Soleimani, P.; Popov, E.P. e Bertero, V.V.; Hysteretic behavior of reinforced concrete beam-column subassemblages; ACI Journal, Vol.76, nº11; pp. 1179-1195; 1979.
 - [11] Eligehausen, R.; Popov, E. P. e Bertero, V V.; Local Bond Stress-Slip Relationships of Deformed Bars Under Generalized Excitations; Report No UCB/EERC-83/23; Earthquake Engineering Research Center; University of California; Berkeley; California; October 1983.
 - [12] REBAP - Regulamento de Estruturas de Betão Armado e Pré-esforçado; Decreto-Lei nº 349-C/83, de 30 de Julho; 1983.
 - [13] NP EN 1992-1-1 - Eurocódigo 2: Projeto de estruturas de betão - Parte 1-1; Regras gerais e regras para edifícios; IPQ - Instituto Português da Qualidade; Caparica, Portugal; 2010.
 - [14] Varum, H.; Seismic Assessment, Strengthening and Repair of Existing Buildings; Tese de Doutoramento; Universidade de Aveiro; Aveiro; Portugal; 2003.
 - [15] Berra, M.; Castellani, A.; Ciccotelli, S. e Coronelli, D.; Bond-slip effects on reinforced concrete elements under earthquake loading; European Earthquake Engineering, Vol. 8, No. 3; pp. 3-10; 1994.
 - [16] Pampanim, S.; Calvi, G.M. e Moratti, M.; Seismic behaviour of RC beam column joints designed for gravity loads; Actas do 12th World Conference on Earthquake Engineering; Artigo No. 726; Nova Zelândia; 30 Janeiro-4 Fevereiro; 2000.
 - [17] Verderame, G.M.; Fabbrocino, G. e Manfredi, G.; Seismic response of r.c. columns with smooth reinforcement, Part II: Cyclic tests; Engineering Structures; Vol. 30; pp. 2289-2300; 2008.

- [18] Marefat, M.S.; Shirazi, S.M.H.; Rostamshirazi, R. e Khanmohammadi, M.; Cyclic Response of Concrete Beams Reinforced by Plain Bars; *Journal of Earthquake Engineering*; Vol. 13; pp. 463-481; 2009.
- [19] Prota, A.; Cicco, F. e Cosenza, E.; Cyclic behavior of smooth steel reinforcing bars: experimental analysis and modeling issues; *Journal of Earthquake Engineering*; Vol. 13; pp. 500-519; 2009.
- [20] Limkatanyu, S. e Spacone, E.; Effects of reinforcement slippage on the non-linear response under cyclic loadings of RC frame structures; *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*; Volume 32; Issue 15; pp. 2407 – 2424; 2003.
- [21] Krawinkler, H.; Progress and Challenges in Performance-based Earthquake Engineering; International Seminar on Seismic Engineering for Tomorrow - In Honor of Professor Hiroshi Akiyama; Tokyo; Japan; November 1999.
- [22] Lowes, L.N.; Finite element modelling of reinforced concrete beam-column bridge connections; PhD Thesis; University of California; Berkeley; USA; 1999.
- [23] Cairns, J. e Plizzari, G. A.; Towards a harmonised European bond test; *Materials and Structures*; Vol. 36; pp.498-506; October 2003.
- [24] Dominguez, N.; Etude de la Liaison Acier-Béton: De la modélisation du Phénomène à la Formulation d'un Elément fini enrichi "Béton Armé"; Thèse de Doctorat, Laboratoire de Mécanique et Technologie; L'Ecole Normale Supérieure de Cachan; Cachan; France; 2005.
- [25] ACI 318-77; Building Code Requirements for Reinforced Concrete; American Concrete Institute; Detroit; 1977.
- [26] Malvar, L.J.; Bond of reinforcement under controlled confinement; *ACI Materials Journal* 89(6); pp. 593-601; 1992.
- [27] Hjorth, O.; Ein Beitrag zur Frage der Festigkeiten und des Verbundverhaltens von Stahl und Beton bei hohen Beanspruchungsgeschwindigkeiten; PhD Thesis; Techn. Univ. of Brunswick; Brunswick; Germany; 1976.
- [28] Tassios, T.P.; Properties of bond between concrete and steel under load cycles idealizing seismic actions; *CEB - Bulletin d' Information* N°131, Vol. 1; Rome; Italy; 1979.
- [29] Bamonte, P.; Coronelli, D. e Gambarova, P. G.; Smooth anchored bars in NSC and HPC: A study on size effect; *J. Adv. Concrete Technol.*, 1(1); pp. 42–53; 2003.
- [30] Bazant, Z. P.; Li, Z. e Thoma, M.; Identification of stress–slip law for bar or fiber pullout by size effect tests; *J. Eng. Mech.*, 121(5); pp. 620–625; 1995.
- [31] Bamonte, P.F. e Gambarova, P.G.; High-Bond Bars in NSC and HPC: Study on Size Effect and on the Local Bond Stress-Slip Law; *Journal of Structural Engineering* 133(2); pp. 225-234; 2007.
- [32] Almusallam, A.A.; Al-Gahtani, A.S.; Aziz, A.R. e Rasheeduzzafar; Effect of reinforcement corrosion on bond strength; *Construction and Building Materials* 10(2); pp. 123-129; 1996.

-
- [33] Zuo, J. e Darwin, D.; Bond Slip of High Relative Area Bars Under Cyclic Loading; ACI Structural Journal; 97-S37; pp. 331–334; 2000.
- [34] Darwin, D.; Zuo, J.; Tholen, M.L. e Idun, E.K.; Development Length Criteria for Conventional and High Relative Rib Area Reinforcing Bars; ACI Structural Journal; 93-S32; pp. 347–359; 1996.
- [35] Darwin, D. e Graham, E.K.; Effect of Deformation Height and Spacing on Bond Strength of Reinforcing Bars; ACI Structural Journal; 90-S65; pp. 646–657; 1993.
- [36] Darwin, D.; Tholen, M.L.; Idun, E.K. e Zuo, J.; Splice Strength of High Relative Rib Area Reinforcing Bars; ACI Structural Journal; 93-S10; pp. 95–107; 1996.
- [37] Darwin, D.; Idun, E.K. e Zuo, J.; Recommended Provisions and Commentary on Development and Lap Splice Lengths for Deformed Reinforcing Bars in Tension; ACI Structural Journal; 102-S91; pp. 892-900; 2005.
- [38] Mayer, Utz; Influence of the Rib Pattern of Ribbed Reinforcement on the Structural Behaviour of Reinforced Concrete Members; PhD Thesis; Institute für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart, Stuttgart; Germany; 2001.
- [39] Rehm, G.; Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton. - In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton ; Nr. 138; Vertrieb durch Verlag von W. Ernst; Berlin; Germany; 1961.
- [40] Noakowski, P.; Einfluß der Profilierung und des Betons auf die Verbundqualität von Stahl in Beton. Lehrstuhl und Institut für Massivbau; TU München, Aus unseren Forschungsarbeiten III; Germany; 1973.
- [41] Kokubu, M. e Okamura, H.; Influences of surface configurations of reinforcement on bond between concrete and reinforcement. - In: „Fukugo Zairyo Kenkyu; Composite Materials & Structures Vol. 3; No. 4; pp. 1 – 6; 1974.
- [42] Soretz, S. e Hölzenbein, H.; Einfluß der Rippenabmessungen von Beton-Bewehrungsstäben auf den Verbund und die Biegefähigkeit. Betonstahl in Entwicklung TOR-ISTEG STEEL-Corporation; Heft 69; Germany; 1980.
- [43] Eligehausen, R. e Mayer, U.; Untersuchungen zum Einfluß der bezogenen Rippenfläche von Bewehrungsstäben auf das Tragverhalten von Stahlbetonbauteilen im Gebrauchs- und Bruchzustand, Schriftenreihe des DAfStb; Heft 503, Beuth Verlag, Berlin; Germany; 2000.
- [44] Bühler, A. e Eibl, J.; Untersuchung des Einflusses verschiedener Stahlparameter auf die mögliche plastische Rotation bei Stahlbetonplatten; Versuchsbericht; Institut für Massivbau und Baustofftechnologie; Universität Karlsruhe; 1991.
- [45] Tholen, M. L. e Darwin, D.; Effect of reinforcing bar deformation pattern on flexural ductility. – In; ACI Structural Journal, V. 95, No. 1; pp. 37 – 42; 1998.
- [46] Martin, H.; Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung; Schriftenreihe des DAfStb, Heft 228; Verlag Wilhelm Ernst & Sohn; Berlin; Germany; 1973.

- [47] Eligehausen, R.; Übergreifungsstöße zugbeanspruchter Rippenstäbe mit geraden Stabenden; Schriftenreihe des DAfStb, Heft 301; Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin; Germany; 1979.
- [48] Tepfers, R. e Olsson, P.A.; Ring test for evaluation of bond properties of reinforcing bars. – In; Proceedings of International Conference: Bond in Concrete, from Research to Practice; CEB-RTU, Riga; Volume 1; pp. 1-89; Latvia; 1992.
- [49] Cairns, J. e Jones, K.; Influence of rib geometry on strength of lapped joints – an experimental and analytical study.; Magazine of Concrete Research; Vol. 47, No. 172; pp. 253 – 262; 1995.
- [50] Goto, Y. e Otsuka, K.; Experimental Studies on Cracks Formed in Concrete Around Deformed Tension Bars – Reprinted from The Technology Reports of Tohoku University; Vol. 44, No. 1; pp. 49 – 83; 1979.
- [51] Magnusson, J.; Bond and Anchorage of Ribbed Bars in High-Strength Concrete; PhD thesis; Division of Concrete Structures; Chalmers University of Technology; Göteborg; Sweden; 2000.
- [52] Alavi-Fard, M. e Marzouk, H.; Bond of high-strength concrete under monotonic pull-out loading; Magazine of Concrete Research; Volume 56, Issue 9, pp. 545-557; November 2004;
- [53] Alavi-Fard, M. e Marzouk, H.; Bond behavior of high strength concrete under reversed pull-out cyclic loading; Canadian Journal of Civil Engineering; Volume 29; Number 2; 191-200; April 2002.
- [54] Pipa, M.; “Ductilidade de elementos de betão armado sujeitos a ações cíclicas. Influência das características mecânicas das armaduras”; Tese de Doutoramento; Instituto Superior Técnico; Lisboa; Portugal; 1993.
- [55] Pipa, Manuel; Louro, Ana S. e Santos, S. Pompeu; Aços de Ductilidade Especial produzidos pela SN-EPL – Caracterização através de ensaios cíclicos alternados; Relatório Confidencial N.º 202/2002; LNEC; Lisboa; Portugal; Julho 2002.
- [56] ACI Committee 408; 408.2R-92: Report on Bond Under Cyclic Loads (Reapproved 2005); 1992.
- [57] Morita, S. e Kaku T.; Local Bond Stress-Slip Relationship Under Repeated Loading; Proceedings; IABSE Symposium: Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted by well-defined repeated Loads; pp. 221-227; Lisboa; Portugal; 1973.
- [58] Edwards, A. D. e Yannopoulos, P. J.; Local Bond Stress-Slip Relationship Under Repeated Loading; Magazine of Concrete Research; Vol. 30; N.º 103; pp. 62-72; 1978.
- [59] Viwathanatepa, S.; Popov, E. P. e Bertero, V. V.; Effects of Generalized Loadings on Bond of Reinforcing Bars Embedded in Confined Concrete Blocks; Report No UCB/EERC-79/22; Earthquake Engineering Research Center; University of California; Berkeley; California; USA; August 1979.
- [60] Ciampi, V.; Eligehausen, R.; Bertero, V. V. e Popov, E. P.; Analytical Model for Concrete Anchorages of Reinforcing Bars Under Generalized Excitations; Report No UCB/EERC-

- 82/83; Earthquake Engineering Research Center; University of California; Berkeley; California; USA; December 1982.
- [61] Hawkins, N. M.; Lin, I. J. e Jeang, F. L.; Local Bond Strength of Concrete for Cyclic Reversed Actions; Proceedings; Bond in Concrete; Applied Science Publishers London; pp. 151-161; London; England; 1982.
- [62] Pochanart, S. e Harmon, T.; Bond-Slip Model for Generalized Excitation Including Fatigue; ACI Materials Journal; pp. 465-476; 1989.
- [63] Viawanthanatepa, S.; Deterioration of Reinforce Bars Embedded in Confined Concrete Blocks; Diss. University of California; Berkeley; California; USA; 1979.
- [64] Shima, H.; Choum, L. e Okamura, H.; Bond in post-yield range of deformed bars; Translation from Proceedings of JSCE; N.º 378; Vol 6 ; February 1987.
- [65] Mayer, U. e Eligehausen, R.; Bond behaviour of ribbed bars at inelastic steel strains; 2nd Ph.D. International Symposium in Civil Engineering; Budapest; Hungary; 1998.
- [66] Den Uijl, J. A. e Bigaj, A. J.; A bond model for ribbed bars based on concrete confinement; Heron; Vol 41; n.º 3; pp. 201-226; 1996.
- [67] Bigaj, A. J.; Bond behaviour of deformed bars in NSC and HSC: Experimental Study; TU Delft; Faculty of Civil Engineering, Division of Mechanics & Structures, Section of Concrete Structures, Stevin Laboratory; 1995.
- [68] Especificação LNEC E 449-2010: Varões de aço A400 NR para armaduras de betão armado. Características, ensaios e marcação; Lisboa; Portugal.
- [69] Especificação LNEC E 450-2010: Varões de aço A500 NR para armaduras de betão armado. Características, ensaios e marcação; Lisboa; Portugal.
- [70] Especificação LNEC E 455-2010: Varões de aço A400 NR de ductilidade especial para armaduras de betão armado. Características, ensaios e marcação; Lisboa; Portugal.
- [71] Especificação LNEC E 456-2011: Varões de aço A500 ER para armaduras de betão armado. Características, ensaios e marcação; Lisboa; Portugal.
- [72] Especificação LNEC E 460-2010: Varões de aço A500 NR de ductilidade especial para armaduras de betão armado. Características, ensaios e marcação; Lisboa; Portugal.
- [73] EN 1998 - 1: 2004 - Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings.
- [74] EN ISO 15630-1:2002 - Steel for the reinforcement and prestressing of concrete - Test methods - Part 1: Reinforcing bars, wire rod and wire.
- [75] Wernisch, G.R.; Bond Studies of Different Types of Reinforcing Bars; ACI Journal, Vol 34; pp.145-164; Detroit; USA; 1937
- [76] Goto, Y.; Crack formed in concrete around deformed tension bars; ACI Journal, Vol. 68, nº4; pp. 244-251; 1971.

- [77] Benjamin, J. e Cornell, C. A; Probability, Statistics, and Decisions for Civil Engineers; McGraw-Hill, Inc.; 1970.
- [78] Hirai, Y.; Some Remarks on Class Interval of Histograms; Okayama University, Faculty of Education Research Collection Catalog; 82 (1); p. 113-117; 1989.
- [79] Cosenza, E.; Manfredi, G. e Verderame, G. M.; A new strategy for the seismic assessment of existing RC buildings; Annals of Geophysics; Vol. 45, N. 6; December 2002.
- [80] Lettow, S.; Mitwirkung des Betons zwischen Rissen im inelastischen Stahldehnungsbereich unter besonderer Berücksichtigung der Material-eigenschaft und der Oberflächengestalt des Stahls; Diplomarbeit, Universität Stuttgart; Institut für Werkstoffe im Bauwesen; Germany; 1998.
- [81] André, J. e Pipa, M.; Influência na aderência aço-betão da alteração local da configuração geométrica das nervuras de armaduras de aço; Encontro Nacional Betão Estrutural 2010; Laboratório Nacional de Engenharia Civil; Lisboa; Portugal; Novembro 2010.
- [82] NP EN ISO 7500-1:2006 - Materiais metálicos. Verificação de máquinas de ensaios estáticos uniaxiais. Parte 1: Máquinas de ensaio de tração/compressão. Verificação e calibração do sistema de medição da força (ISO 7500-1:2004).
- [83] NP EN 12390-2:2009 - Ensaios do betão endurecido. Parte 2: Execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica.
- [84] Suaris, W. e Shah, S.P.; Rate-Sensitive Damage Theory for Brittle Solids; Journal of Engineering Mechanics; ASCE; Volume 110; Number 6; pp. 985-997.
- [85] Suaris, W. e Shah, S.P.; Properties of Concrete Subjected to Impact; Journal of Structural Engineering 109; pp. 1727-1741; 1983.
- [86] Suaris, W. e Shah, S.P.; Rate-Sensitive Damage Theory for Brittle Solids; Journal of Engineering Mechanics 110(6); pp. 985-997; 1984.
- [87] Suaris, W. e Shah, S.P.; Constitutive Model for Dynamic Loading of Concrete; Journal of Structural Engineering 111(3); pp. 563-576; 1985.
- [88] Balázs, G.; Fatigue of Bond; ACI Materials Journal; 88-M64; pp. 620–628; 1991.
- [89] Balázs, G. e Koch, R.; Bond Characteristics under Reversed Cyclic Loading; Otto Graf Journal, Vol 6; pp. 47-62; 1995.
- [90] NP EN 12350-2:2009 - Ensaios do betão fresco. Parte 2: Ensaio de abaixamento.
- [91] NP EN 12390-3:2011 - Ensaios do betão endurecido. Parte 3: Resistência à compressão de provetes.
- [92] NP EN 12390-5:2009 - Ensaios do betão endurecido. Parte 5: Resistência à flexão de provetes.
- [93] NP EN 12504-2:2012 - Ensaios do betão nas estruturas. Parte 2: Ensaio não destrutivo. Determinação do índice esclerométrico.

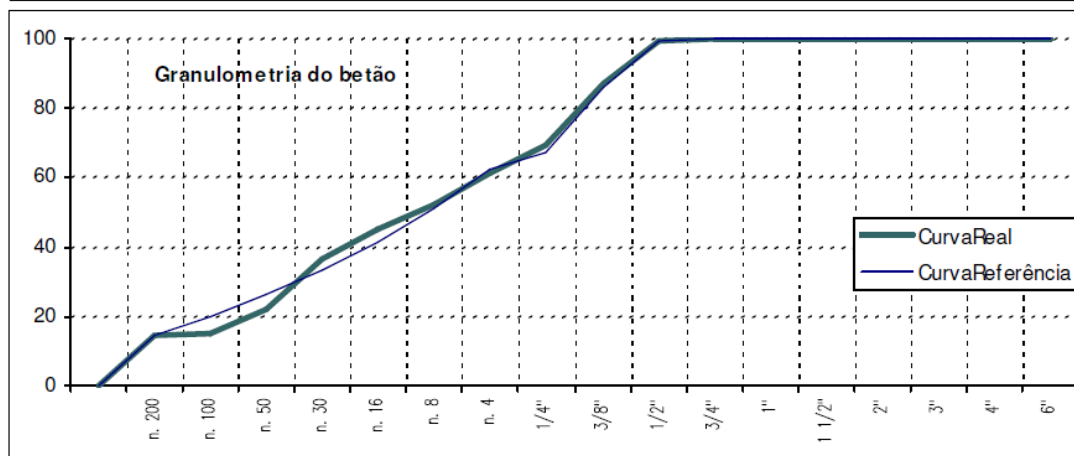
- [94] Lestander, U.; Bond Properties of High Performance Concrete, Pull-Out Tests with Monotonically Increasing Loads; Lulea University of Technology; Master's Thesis; 1993.
- [95] Hansen, E. A. e Thorenfeldt, E.; Bond Properties of Deformed Reinforcement Bars in High Strength Concrete; Fourth International Symposium on the Utilization of High Strength/High Performance Concrete; Proceedings Vol. 3; Laboratoires des Ponts et Chaussées; pp. 1105-1104; Paris; France; 1996.
- [96] Metelli, G. e Plizzari, G.; Effects of Relative Rib Area on Bond Behaviour; Studies and Researches, vol. 27; Politecnico di Milano; Milano; Italy; 2007.
- [97] Azizinamini, A.; Stark, M.; Roller e J.J., Ghosh S.K.; Bond Performance of Reinforcing Bars Embedded in High-Strength Concrete; ACI Structural Journal; 90-S57; pp. 554–561; 1993.
- [98] Azizinamini, A.; Pavel, R.; Hatfield, E. e Ghosh, S.K.; Behavior of Lap-Spliced Reinforcing Bars Embedded in High-Strength Concrete; ACI Structural Journal; 96-S91; pp. 826–835; 1999.
- [99] Behaviour and Analysis of Reinforced Concrete Structures under Alternate Actions Inducing Inelastic Response; CEB Bulletin 210; 1991.
- [100] Response of Reinforced Concrete Critical Regions under Large Amplitude Reversed Actions; CEB Bulletin 161; 1983.
- [101] Manfredi, G. e Pecce M.; Behaviour of bond between concrete and steel in a large post-yielding field; Materials and Structures; Vol. 29; pp. 506-513; October 1996.
- [102] CEB - Ductility of reinforced concrete structures, Bulletin d' Information 242. 1998, Lausanne: Comite Euro-International du Beton.
- [103] CEB - DUCTILITY - Reinforcement, Bulletin d' Information 218. 1993, Lausanne: Comite Euro-International du Beton.
- [104] Santos, J. e Henriques, A. A.; FE modelling of bond-slip response including steel strains. Proceedings of Bond in Concrete 2012; Bond, Anchorage, Detailing (4th International Symposium); Brescia; Italy; 2012.
- [105] Gambarova, P.G. e Rosati G.P.; Bond and splitting in reinforced concrete: test results on bar pull-out; Materials and Structures 29(5); pp. 267-276; 1996.
- [106] Gambarova, P.G. e Rosati G.P.; Bond and splitting in bar pull-out: Behavioural laws and concrete cover role; Magazine of Concrete Research 49(179); pp. 99-110; 1997.
- [107] Rehm, G.; The basic principle of bond between steel and concrete; Deutscher Ausschuss fur Stahlbeton, no. 138 (C & CA Library tradução 134, 1968); Wilhelm Ernest and Sohn; Berlin; Germany; 1961.
- [108] Nilson, A.; Nonlinear analysis of reinforced concrete by the finite element method", ACI Journal 65(9); pp. 757-766; 1968.
- [109] Mirza, S.M. e J. Houde; Study of bond stress-slip relationships in reinforced concrete; ACI Journal Proceedings 76(1); pp. 19-46; 1979.

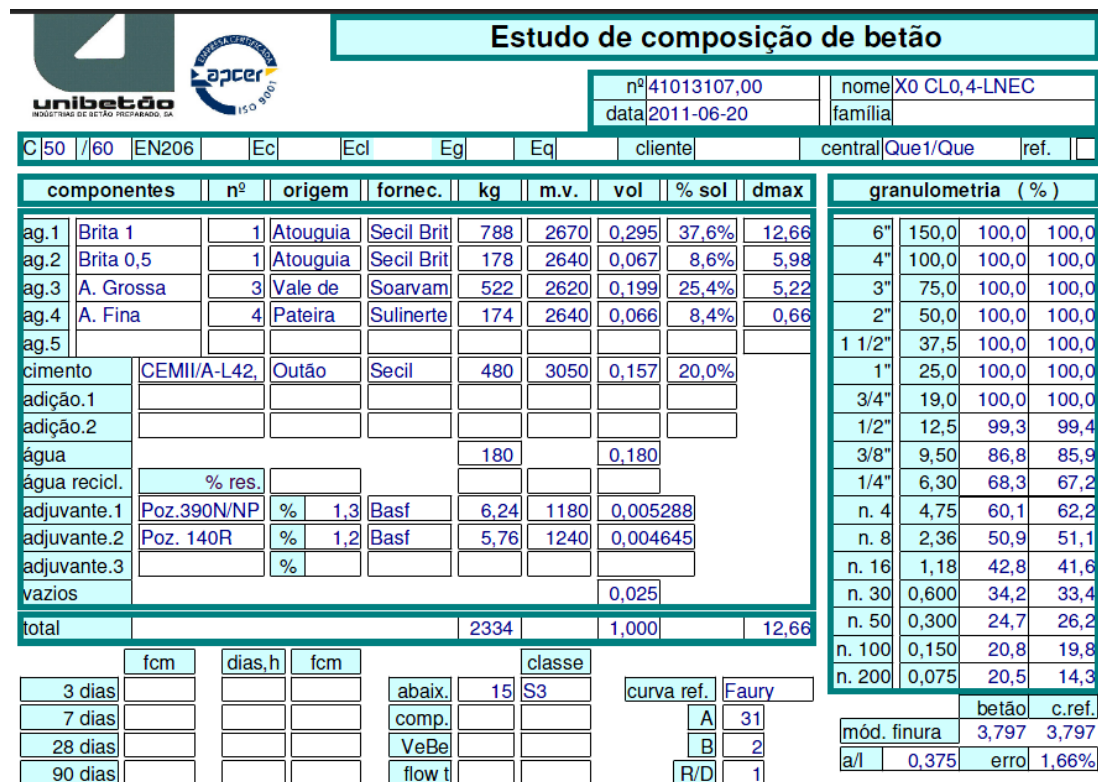
- [110] Martin, H.; On the interrelation among surface roughness, bond and bar stiffness in the reinforcement subject to short-term loading; *Deutscher Ausschuss Stahlbeton* 228: pp. 1-50; 1973.
- [111] Tepfers, R.; Cracking of concrete cover along anchored deformed reinforcing bars; *Magazine of Concrete Research* 31(106): pp. 3-12; 1979.
- [112] Shima, H.; Chou, L. e Okamura, H; Micro and macro models for bond behavior in reinforced concrete; *Journal of the Faculty of Engineering* 39(2); pp. 133-194; 1987.
- [113] Ciampi, V.; Eligehausen, R.; Bertero, V.V. e Popov, E.P.; Analytical model for deformed-bar bond under generalized excitations; *Trans. IABSE Colloquium on Advanced Mechanics of Reinforced Concrete*, Delft; 1981.
- [114] Filippou, F.C.; Popov, E.P. e Bertero, V.V.; Modeling of R/C Joints under Cyclic Excitations; *Journal of Structural Engineering* 109(11): pp. 2666-2684; 1983.
- [115] Russo, G.; Zingone, G. e Romano, F.; Analytical Solution for Bond-Slip of Reinforcing Bars in R.C. Joints; *Journal of Structural Engineering* 116(2): pp. 336-355; 1990.
- [116] Ruiz-Fernández, M.; Muttoni, A. e Gambarova, P.; Analytical modelling of the pre- and post-yield behaviour of bond in reinforced concrete; *ASCE Journal of Structural Engineering*, Vol. 133, N° 10; pp. 1364-1372; Reston; USA; 2007.
- [117] ATENA Program Documentation, Part 1; ATENA Theory Manual; CERVENKA CONSULTING; March 2012.
- [118] Menegotto, M. e Pinto, E.; Method of analysis for cyclically loaded reinforced concrete plane frames including changes in geometry and non-elastic behavior of elements under combined normal force and bending; *Proceedings IABSE Symposium Lisbon; Portugal; 1973.*
- [119] Jendele, L. e Cervenka, J.; Finite element modelling of reinforcement with bond; *Computers and Structures* 84, pp. 1780–1791; 2006.
- [120] Bigaj, A. J.; Structural dependence of rotation capacity of plastic hinges in RC beams and slabs; Ph.D. Thesis, Department of Civil Engineering; Delft University of Technology; 1999.

ANEXOS

ANEXO A

Composição dos betões





1.ª Série

Data: 07-06-2011 Hora inicio:08:35 Hora fim: 08:39
 Cliente: 601132 Unibetao-Industrias Betao Preparado
 Obra: 864340 INEC-Av. Brasil
 E.C.B.: 35013107 C30/37 X0 CL0,4 D12,5 s3
 M3: 2,00 Acumulado E.C.B 2,00 Prog. obra: 2,00
 Camião 307 CASSIANO DUA 307 43 EE 92

	Teorico	Real	Desv.	Desv.(%)	Desvios Grupo	(%)	II (%)
BRITA 1	1536	1550	14	0,9	1 Agregados	0,3 %	
BRITA 0.5	378	373	-5	-1,3			
BRITA 2							
AREIA GROSSA	950	950	0	0,0			5,5
AREIA FINA	844	847	3	0,4			4,5
Filler							
CINZA					3 Adições	0,0 %	
CEM II / A-I. 42,5	680	681	1	0,1	2 Cimentos	0,1 %	
CEM II/A-L52,5 N D							
AGUA FURO							
AGUA RECICLADA	250	248	2	0,7			
plastocrete 05					4 Agua	-0,1 %	
M40 CHRYSOFL							
POZZOLITH 540					5 Adjuvante	0,0 %	
Glénium C313							
CHYSOPLAST E							
MELMIX-I							
VISCOCRETE3005							
MELMIX II							

Kg Totais: 4649,00
 Guia de Remessa 0302004721

2.ª Série

Data: 21-06-2011 Hora inicio:09:03 Hora fim: 09:07
 Cliente: 241424 Laboratorio Nacional Eng. Civil
 Obra: 620100 INEC-Av. Brasil
 E.C.B.: 41013107 C50/60 X0CL0,4 D12,5 S4
 M3: 2,00 Acumulado E.C.B 2,00 Prog. obra: 2,00
 Camião 325 ACOREANO 366 10 CX 30

	Teorico	Real	Desv.	Desv.(%)	Desvios Grupo	(%)	II (%)
BRITA 1	1576	1590	4	0,3	1 Agregados	3,0 %	
BRITA 0.5	356	472	116	32,6			
BRITA 2							
AREIA GROSSA	1105	1096	19	1,7			5,5
AREIA FINA	368	368	0	-0,1			5,5
Filler							
CINZA					3 Adições	0,0 %	
CEM II / A-I. 42,5	960	964	4	0,4	2 Cimentos	0,4 %	
CEM II/A-L52,5 N D							
AGUA FURO	249	242	-7	-2,8			
AGUA RECICLADA							
plastocrete 05					4 Agua	2,8 %	
M40 CHRYSOFL							
POZZOLITH 540					5 Adjuvante	0,0 %	
Glénium C313							
CHYSOPLAST E							
MELMIX-I							
VISCOCRETE3005							
MELMIX II							

Kg Totais: 4712,00
 Guia de Remessa 0302004882

3.^a Série

Data: 04-07-2011 Hora inicio:07:44 Hora fim: 07:47
 Cliente: 5490 LNEC
 Obra: 33731 LNEC-Av.Brasil - Lis
 E.C.B.: 35013143 C30/37 X0 CL0,4 D12,5 S3
 M3: 2,00 Acumulado E.C.B 2,00 Prog. obra: 2,00
 Camião 319 HILARIO 319 68-CN-62

	Teorico	Real	Desv.	Desv. (%)	Desvios Grupo	(%)	H (%)
AREIA GROSSA	972	926	-46	-4,8	1 Agregados	-1,8 %	6,0
AREIA FINA	894	860	-34	-3,8			6,0
BRITA 2							
BRITA 1	1576	1562	-14	-0,9			
BRITA 0,5	388	412	24	6			
CINZA	216	214	-2	-0,9	3 Adições	-0,9 %	
CEM II / A-L 42,							
CEM II / A-L 42,	404	400	-4	-1,0	2 Cimentos	-1,0 %	
Pozzoloth 540							
AGUA FURO					4 Agua	0,0 %	
AGUA RECICLADA	180,0	180,0	0	0,0			
Viscocrete 3005	3,72	3,70	-0,02	-0,5	5 Adjuvantes	-0,3 %	
PLASTOCRETE 05							
Pozzoloth 540	6,20	6,19	-0,01	-0,2			
Glenium C313							

Kg Totais: 4563,89
 Guia de Remessa 0301030249

4.^a Série

Data: 14-07-2011 Hora inicio:08:04 Hora fim: 08:07
 Cliente: 5490 LNEC
 Obra: 33731 LNEC-Av.Brasil - Lis
 E.C.B.: 41013107 C50/60 X0(P)CL0,4 D12,5/S
 M3: 2,00 Acumulado E.C.B 2,00 Prog. obra: 2,00
 Camião 303 DUARTE 351 04 30 QX

	Teorico	Real	Desv.	Desv. (%)	Desvios Grupo	(%)	II (%)
BRITA 1	1576	1575	1	0,1	1 Agregados	3,3 %	
BRITA 0,5	356	463	107	30,1			
BRITA 2							
AREIA GROSSA	1099	1108	9	0,8			5,0
AREIA FINA	366	362	-4	-1,2			5,0
Filler							
CINZA					3 Adições	0,0 %	
CEM II / A-L 42,5	960	958	-2	-0,2			
CEM II/A-L52,5 N B					2 Cimentos	-0,2 %	
AGUA FURO	277	276	-1	-0,3			
AGUA RECICLADA							
plastocrete 05					4 Agua	0,3 %	
M40 CHRYSOPL							
POZZOLITH 540					5 Adjuvante	0,0 %	
Glenium C313							
CHYSOPLAST E							
MELMIX-I							
VISCOCRETE3005							
MELMIX II							

Kg Totais: 4742,00
 Guia de Remessa 0302005004

ANEXO B

Programa experimental

Diâmetro	Provete n.º	Aço A500 NR SD (Standard)			
		Betão de Menor Resistência		Betão de Maior Resistência	
		C1		C2	
		Área Relativa das Nervuras Transversais (f _R)			
		f _R Standard - A	f _R Alto - B	f _R Standard - A	f _R Alto - B
16	1	A_C1_16_1	B_C1_16_1	A_C2_16_1	B_C2_16_1
16	2	A_C1_16_2	B_C1_16_2	A_C2_16_2	B_C2_16_2
16	3	A_C1_16_3	B_C1_16_3	A_C2_16_3	B_C2_16_3
25	1	A_C1_25_1	B_C1_25_1	A_C2_25_1	B_C2_25_1
25	2	A_C1_25_2	B_C1_25_2	A_C2_25_2	B_C2_25_2
25	3	A_C1_25_3	B_C1_25_3	A_C2_25_3	B_C2_25_3
16	4	A_C1_16_4	B_C1_16_4	A_C2_16_4	B_C2_16_4
16	5	A_C1_16_5	B_C1_16_5	A_C2_16_5	B_C2_16_5
16	6	A_C1_16_6	B_C1_16_6	A_C2_16_6	B_C2_16_6
25	4	A_C1_25_4	B_C1_25_4	A_C2_25_4	B_C2_25_4
25	5	A_C1_25_5	B_C1_25_5	A_C2_25_5	B_C2_25_5
25	6	A_C1_25_6	B_C1_25_6	A_C2_25_6	B_C2_25_6
16	7	A_C1_16_7	B_C1_16_7	A_C2_16_7	B_C2_16_7
16	8	A_C1_16_8	B_C1_16_8	A_C2_16_8	B_C2_16_8
16	9	A_C1_16_9	B_C1_16_9	A_C2_16_9	B_C2_16_9
25	7	A_C1_25_7	B_C1_25_7	A_C2_25_7	B_C2_25_7
25	8	A_C1_25_8	B_C1_25_8	A_C2_25_8	B_C2_25_8
25	9	A_C1_25_9	B_C1_25_9	A_C2_25_9	B_C2_25_9
16	10	A_C1_16_10	B_C1_16_10	A_C2_16_10	B_C2_16_10
16	11	A_C1_16_11	B_C1_16_11	A_C2_16_11	B_C2_16_11
16	12	A_C1_16_12	B_C1_16_12	A_C2_16_12	B_C2_16_12
25	10	A_C1_25_10	B_C1_25_10	A_C2_25_10	B_C2_25_10
25	11	A_C1_25_11	B_C1_25_11	A_C2_25_11	B_C2_25_11
25	12	A_C1_25_12	B_C1_25_12	A_C2_25_12	B_C2_25_12

LEGENDA:

1.ª Série (16 mm 3.ª série)

2.ª Série (16 mm 4.ª série)

Ensaio Monotónico	Ensaio Cíclico	
	- s <---> +s	0 <---> +s
Monotónicos iniciais	Cíclicos Tipo 1	Cíclicos Tipo 3
Monotónicos repetições	Cíclicos Tipo 2	Cíclicos Tipo 4
		Cíclicos Tipo 5

Diâmetro	Provete n.º	Aço A500 NR SD (após Tratamento Térmico)			
		Betão de Menor Resistência		Betão de Maior Resistência	
		C1		C2	
		Área Relativa das Nervuras Transversais (f _R)			
		f _R Standard - A	f _R Alto - B	f _R Standard - A	f _R Alto - B
16	1	AT_C1_16_1	BT_C1_16_1	AT_C2_16_1	BT_C2_16_1
16	2	AT_C1_16_2	BT_C1_16_2	AT_C2_16_2	BT_C2_16_2
16	3	AT_C1_16_3	BT_C1_16_3	AT_C2_16_3	BT_C2_16_3
25	1	AT_C1_25_1	BT_C1_25_1	AT_C2_25_1	BT_C2_25_1
25	2	AT_C1_25_2	BT_C1_25_2	AT_C2_25_2	BT_C2_25_2
25	3	AT_C1_25_3	BT_C1_25_3	AT_C2_25_3	BT_C2_25_3
16	4	AT_C1_16_4	BT_C1_16_4	AT_C2_16_4	BT_C2_16_4
16	5	AT_C1_16_5	BT_C1_16_5	AT_C2_16_5	BT_C2_16_5
16	6	AT_C1_16_6	BT_C1_16_6	AT_C2_16_6	BT_C2_16_6
25	4	AT_C1_25_4	BT_C1_25_4	AT_C2_25_4	BT_C2_25_4
25	5	AT_C1_25_5	BT_C1_25_5	AT_C2_25_5	BT_C2_25_5
25	6	AT_C1_25_6	BT_C1_25_6	AT_C2_25_6	BT_C2_25_6
16	7	AT_C1_16_7	BT_C1_16_7	AT_C2_16_7	BT_C2_16_7
16	8	AT_C1_16_8	BT_C1_16_8	AT_C2_16_8	BT_C2_16_8
16	9	AT_C1_16_9	BT_C1_16_9	AT_C2_16_9	BT_C2_16_9
25	7	AT_C1_25_7	BT_C1_25_7	AT_C2_25_7	BT_C2_25_7
25	8	AT_C1_25_8	BT_C1_25_8	AT_C2_25_8	BT_C2_25_8
25	9	AT_C1_25_9	BT_C1_25_9	AT_C2_25_9	BT_C2_25_9
16	10	AT_C1_16_10	BT_C1_16_10	AT_C2_16_10	BT_C2_16_10
16	11	AT_C1_16_11	BT_C1_16_11	AT_C2_16_11	BT_C2_16_11
16	12	AT_C1_16_12	BT_C1_16_12	AT_C2_16_12	BT_C2_16_12
25	10	AT_C1_25_10	BT_C1_25_10	AT_C2_25_10	BT_C2_25_10
25	11	AT_C1_25_11	BT_C1_25_11	AT_C2_25_11	BT_C2_25_11
25	12	AT_C1_25_12	BT_C1_25_12	AT_C2_25_12	BT_C2_25_12

LEGENDA:

3.ª Série (16 mm 1.ª série)	4.ª Série (16 mm 2.ª série)
-----------------------------	-----------------------------

Ensaio Monotónico	Ensaio Cíclico	
	- s <---> +s	0 <---> +s
Monotónicos iniciais	Cíclicos Tipo 1	Cíclicos Tipo 3
Monotónicos repetições	Cíclicos Tipo 2	Cíclicos Tipo 4
		Cíclicos Tipo 5

ANEXO C

Resultados individuais dos ensaios dos betões e armaduras

Ensaio de avaliação da resistência à compressão e à tração aos 28 dias

1.ª série C 30/37 Betonagem: 07-06-2011 Data de ensaio: 05-07-2011

Resistência à compressão

Provete	(MPa)
Série 1_17	42,0
Série 1_18	45,0
Série 1_19	43,8
f_{cm}	43,6

Resistência à tração por flexão

Provete	(MPa)
Série 1_20	3,9
Série 1_21	4,1
Série 1_22	3,7
$f_{ctm,fl}$	3,9

2.ª série C 50/60 Betonagem: 21-06-2011 Data de ensaio: 19-07-2011

Resistência à compressão

Provete	(MPa)
Série 2_1	35,9
Série 2_2	27,3
Série 2_3	28,8
f_{cm}	30,7

Resistência à tração por flexão

Provete	(MPa)
Série 2_4	5,5
Série 2_5	5,1
Série 2_6	5,6
$f_{ctm,fl}$	5,4

Observação: cubos desmoldados demasiado frescos

Ensaio para confirmação de resultados

Data de ensaio: 20-07-2011

Resistência à compressão

Provete	(MPa)
Série 2_4_1	61,7
Série 2_4_2	57,9
Série 2_5_1	60,9
Série 2_5_2	61,8
Série 2_6_1	59,1
Série 2_6_2	59,6
Série 2_7	57,4
f_{cm}	59,8

Provetes 2_4_1 a 2_6_2 retirados de vigas ensaiadas à flexão

Provete armazenado na sala de ensaios do NCE

3.^a série C 30/37 Betonagem: 04-07-2011 Data de ensaio: 01-08-2011

Resistência à compressão

Provete	(MPa)
Série 3_17	35,5
Série 3_18	36,8
Série 3_19	37,0
f_{cm}	36,4

Resistência à tração por flexão

Provete	(MPa)
Série 3_20	4,2
Série 3_21	4,0
Série 3_22	3,4
$f_{ctm,fl}$	3,9

Ensaio para controlo da evolução da resistência do betão devido à presença de cinzas

Resistência à compressão

Provete	(MPa)
Série 3_1	46,5

Data de ensaio: 29-08-2011

4.^a série C 50/60 Betonagem: 14-07-2011 Data de ensaio: 11-08-2011

Resistência à compressão

Provete	(MPa)
Série 4_17	59,1
Série 4_18	63,9
Série 4_19	66,2
f_{cm}	63,1

Resistência à tração por flexão

Provete	(MPa)
Série 4_20	6,6
Série 4_21	6,6
Série 4_22	7,1
$f_{ctm,fl}$	6,8

Ensaio de avaliação da resistência à compressão realizados na data de ensaio dos provetes de arrancamento

1.^a série C 30/37 Betonagem 07-06-2011

Resistência à compressão

Proвете	Data de ensaio	Dias	(MPa)
Série 1_1	01-08-2011	54	52,5
Série 1_2	02-08-2011	55	47,4
Série 1_3	03-08-2011	56	48,8
Série 1_4	04-08-2011	57	51,6
Série 1_5	27-10-2011	140	45,7
Série 1_6	27-01-2012	230	44,0
Série 1_7	31-01-2012	234	44,0
Série 1_8	09-04-2012	302	45,1
Série 1_9	10-04-2012	303	46,2
Série 1_10	18-04-2012	311	47,0
Série 1_11	30-04-2012	323	46,8
Série 1_12	21-05-2012	344	46,1

2.^a série C 50/60 Betonagem 21-06-2011

Resistência à compressão

Proвете	Data de ensaio	Dias	(MPa)
Série 2_8	02-08-2011	41	58,7
Série 2_9	03-08-2011	42	63,1
Série 2_10	04-08-2011	43	61,7
Série 2_11	05-08-2011	44	63,2
Série 2_12	28-10-2011	127	59,7
Série 2_13	03-11-2011	132	61,5
Série 2_14	01-02-2012	220	60,4
Série 2_15	03-02-2012	222	63,2
Série 2_16	12-04-2012	291	59,3
Série 2_17	20-04-2012	299	59,6
Série 2_18	23-04-2012	302	54,5
Série 2_19	23-05-2012	332	52,2

3. ^a série	C 30/37	Betonagem	04-07-2011
<i>Resistência à compressão</i>			
Provete	Data de ensaio	Dias	(MPa)
Série 3_1	29-08-2011	55	46,5
Série 3_2	08-09-2011	64	46,8
Série 3_3	08-09-2011	64	46,5
Série 3_4	12-09-2011	68	46,9
Série 3_5	25-01-2012	201	45,2
Série 3_6	19-04-2012	285	44,0
Série 3_7	26-04-2012	292	43,4
Série 3_8	30-04-2012	296	41,9
Série 3_9	22-05-2012	318	42,1
Série 3_5	25-01-2012	201	45,2

4. ^a série	C 50/60	Betonagem	14-07-2011
<i>Resistência à compressão</i>			
Provete	Data de ensaio	Dias	(MPa)
Série 4_1	07-09-2011	53	76,2
Série 4_2	07-09-2011	53	70,3
Série 4_3	09-09-2011	55	74,2
Série 4_4	09-09-2011	55	71,3
Série 4_5	27-01-2012	193	67,5
Série 4_6	12-04-2012	268	62,1
Série 4_7	16-04-2012	272	68,3
Série 4_8	16-04-2012	272	68,0
Série 4_9	17-04-2012	273	70,7
Série 4_10	20-04-2012	276	75,8
Série 4_11	24-04-2012	280	66,9

Ensaio de avaliação da resistência à tração dos varões principais

Varões 16 mm - Lote A

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
A_16_1	16	196	109,3	128,6	543,9	640,0	11,8	185
A_16_2	16	196	109,3	128,6	543,7	639,6	12,6	-
A_16_3	16	196	109,4	129,0	544,3	641,6	15,3	208
Valor médio					544	640	13,3	197

Varões 16 mm - Lote B

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
B_16_1	16	198	108,8	127,8	541,2	635,8	13,7	-
B_16_2	16	198	108,4	127,7	539,3	635,2	11,7	186
B_16_3	16	198	108,9	128,0	541,6	636,9	14,0	188
Valor médio					541	636	13,1	187

Varões 16 mm - Lote AT

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
AT_16_1	16	196	111,6	130,6	555,2	649,9	13,8	205
AT_16_2	16	196	111,3	130,5	553,9	649,1	12,6	192
AT_16_3	16	196	96,9	115,3	481,9	573,6	12,8	203
AT_16_4	16	196	107,2	126,0	533,3	626,9	11,1	188
AT_16_5	16	196	86,4	105,2	429,6	523,5	13,9	192
AT_16_6	16	196	110,3	128,7	548,8	640,4	13,6	181
Valor médio					517	611	13,0	194

Varões 16 mm - Lote BT

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
BT_16_1	16	198	97,2	112,7	483,5	560,8	8,2	-
BT_16_2	16	198	91,3	108,7	454,2	540,7	11,7	200
BT_16_3	16	198	89,6	109,3	445,5	543,9	17,9	195
BT_16_4	16	198	79,1	104,5	393,6	520,0	21,5	-
BT_16_5	16	198	88,2	108,0	438,7	537,5	13,5	181
BT_16_6	16	198	90,7	108,4	451,3	539,1	11,5	188
Valor médio					444	540	14,0	191

Varões 25 mm - Lote A

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
A_25_1	25	477	260,1	313,2	529,8	637,9	10,1	182
A_25_2	25	477	260,1	312,6	529,7	636,7	9,7	194
A_25_3	25	477	260,4	313,5	530,3	638,5	11,6	197
Valor médio					530	638	10,5	191

Varões 25 mm - Lote B

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
B_25_1	25	483	269,9	325,3	549,7	662,6	10,5	199
B_25_2	25	483	269,8	324,8	549,5	661,5	11,1	197
B_25_3	25	482	269,5	324,6	548,8	661,0	12,3	-
Valor médio					549	662	11,3	198

Varões 25 mm - Lote AT

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
AT_25_1	25	480	249,1	297,2	507,4	605,3	10,8	185
AT_25_2	25	479	217,7	269,1	443,3	548,1	9,5	183
AT_25_3	25	480	245,9	296,2	500,8	603,3	11,5	208
AT_25_4	25	482	238,1	289,4	484,9	589,5	10,5	194
AT_25_5	25	480	186,4	244,8	379,6	498,5	19,8	187
AT_25_6	25	481	230,8	283,8	470,1	578,1	9,9	192
Valor médio					464	570	12,0	192

Varões 25 mm - Lote BT

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)	E (GPa)
BT_25_1	25	481	195,7	254,8	398,6	518,9	7,1	192
BT_25_2	25	480	228,4	284,4	465,2	579,2	11,6	196
BT_25_3	25	481	244,1	295,3	497,2	601,5	9,2	-
BT_25_4	25	481	247,0	299,4	503,1	609,8	11,0	184
BT_25_5	25	481	240,2	282,7	489,1	575,8	6,8	191
BT_25_6	25	483	238,6	285,8	485,9	582,1	8,4	194
Valor médio					473	578	9,0	192

Ensaio de avaliação do perfil nervurado dos varões principais

Varões 16 mm - Lote A

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
A_16_4	16	1,28	10,00	3,20	0,080
A_16_5	16	1,29	10,00	3,30	0,080
A_16_6	16	1,29	9,90	3,00	0,082
A_16_7	16	1,28	9,90	3,10	0,081
A_16_8	16	1,29	9,95	3,50	0,080
A_16_9	16	1,29	9,95	3,20	0,081
	Valor médio	1,29	9,97	3,17	0,081

Varões 16 mm - Lote B

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
B_16_4	16	1,59	9,95	3,90	0,098
B_16_5	16	1,57	9,80	3,90	0,099
B_16_6	16	1,57	9,85	3,50	0,099
B_16_7	16	1,57	9,90	3,90	0,098
B_16_8	16	1,62	9,80	4,70	0,100
B_16_9	16	1,58	9,85	4,00	0,098
	Valor médio	1,58	9,87	3,77	0,099

Varões 16 mm - Lote AT

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
AT_16_4	16	1,27	9,95	3,50	0,079
AT_16_5	16	1,29	9,90	4,00	0,080
AT_16_6	16	1,29	10,00	3,80	0,079
AT_16_7	16	1,25	9,95	4,10	0,077
AT_16_8	16	1,29	9,95	3,70	0,080
AT_16_9	16	1,45	9,90	3,60	0,091
	Valor médio	1,28	9,95	3,77	0,080

Varões 16 mm - Lote BT

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
BT_16_4	16	1,58	9,85	4,30	0,098
BT_16_5	16	1,60	9,85	4,30	0,099
BT_16_6	16	1,58	9,90	4,10	0,098
BT_16_7	16	1,59	9,95	4,10	0,098
BT_16_8	16	1,56	9,85	4,30	0,097
BT_16_9	16	1,61	9,85	4,30	0,100
	Valor médio	1,59	9,87	4,23	0,098

Varões 25 mm - Lote A

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
A_25_4	25	2,32	14,40	5,90	0,099
A_25_5	25	2,13	14,30	5,70	0,092
A_25_6	25	2,22	14,35	5,40	0,096
A_25_7	25	2,28	14,35	6,10	0,098
A_25_8	25	2,22	14,30	6,20	0,095
A_25_9	25	2,27	14,45	5,60	0,097
	Valor médio	2,22	14,35	5,67	0,096

Varões 25 mm - Lote B

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
B_25_4	25	2,38	14,45	6,90	0,100
B_25_5	25	2,42	14,60	6,80	0,101
B_25_6	25	2,42	14,35	6,90	0,103
B_25_7	25	2,42	14,50	7,20	0,101
B_25_8	25	2,39	14,65	7,20	0,099
B_25_9	25	2,42	14,60	7,50	0,100
	Valor médio	2,41	14,47	6,87	0,101

Varões 25 mm - Lote AT

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	C _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
AT_25_4	25	2,28	14,45	6,50	0,096
AT_25_5	25	2,32	14,50	6,40	0,098
AT_25_6	25	2,21	14,15	6,40	0,096
AT_25_7	25	2,18	14,30	6,30	0,093
AT_25_8	25	2,27	14,45	6,50	0,096
AT_25_9	25	2,26	14,45	5,70	0,097
	Valor médio	2,27	14,37	6,43	0,097

Varões 25 mm - Lote BT

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	C _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
BT_25_4	25	2,40	14,35	7,20	0,101
BT_25_5	25	2,43	14,60	7,20	0,101
BT_25_6	25	2,40	14,40	7,00	0,101
BT_25_7	25	2,38	14,65	6,80	0,099
BT_25_8	25	2,39	14,40	7,20	0,101
BT_25_9	25	2,43	14,35	7,10	0,103
	Valor médio	2,41	14,45	7,13	0,101

Ensaio de avaliação da resistência à tração dos varões constituintes da armadura de confinamento

Varões de 10 mm

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)
10_1	10	77	41,9	52,6	533,5	669,8	8,6
10_2	10	77	41,9	52,4	533,4	667,9	6,9
10_3	10	77	41,9	52,2	533,1	665,0	6,4
Valor médio					533	668	7,3

Varões de 12 mm

Provete	d (mm)	S ₀ (mm ²)	F _{eH} (kN)	F _m (kN)	R _{eH} (MPa)	R _m (MPa)	A _{gt} (%)
12_1	12	112	60,0	77,0	530,8	681,5	8,7
12_2	12	111	62,0	79,8	548,5	705,8	10,3
12_3	12	111	62,6	80,1	553,7	709,2	9,3
Valor médio					544	699	9,4

Ensaio de avaliação do perfil nervurado dos varões constituintes da armadura de confinamento

Varões de 10 mm

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
10_4	10	0,80	7,55	3,40	0,063
10_5	10	0,92	7,50	3,40	0,073
10_6	10	0,90	7,50	3,10	0,072
Valor médio		0,87	7,52	3,30	0,069

Varões de 12 mm

Provete	d (mm)	a _{méd} (mm)	c _{méd} (mm)	Σf _i (mm)	f _R
12_4	12	0,83	7,55	2,80	0,068
12_5	12	0,79	7,50	3,20	0,064
12_6	12	0,83	7,40	2,80	0,069
Valor médio		0,82	7,48	2,93	0,067

ANEXO D

Resultados individuais dos ensaaios de arrancamento em regime monotónico

Provete: A_C1_16_1

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

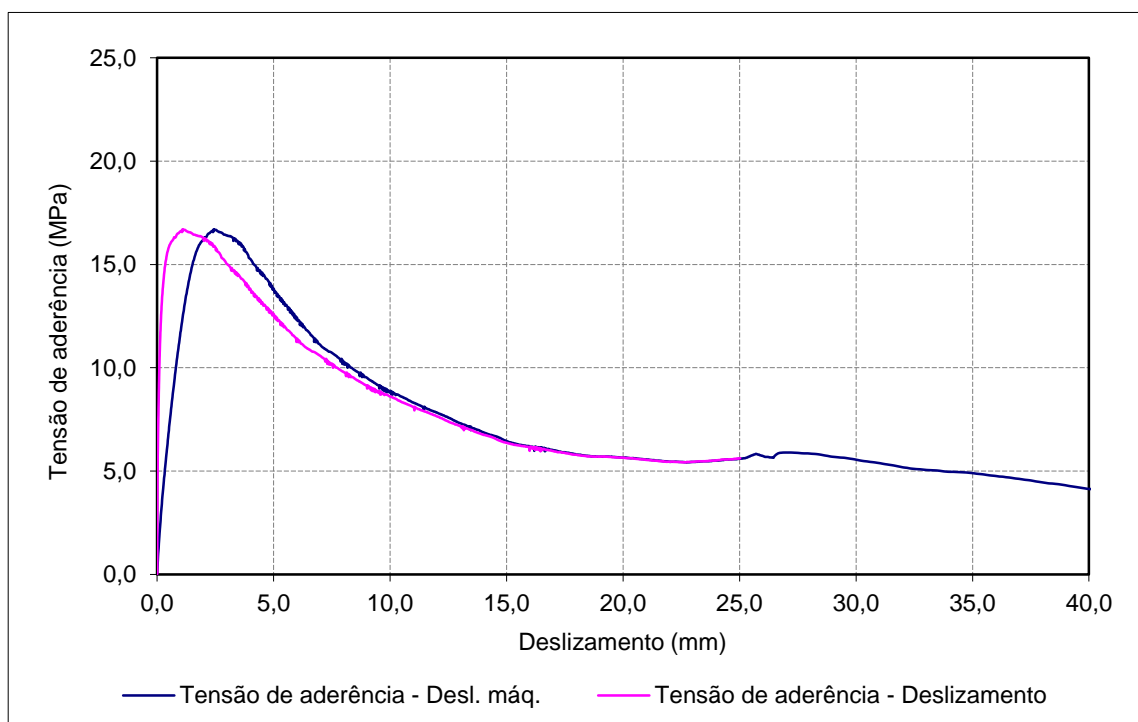
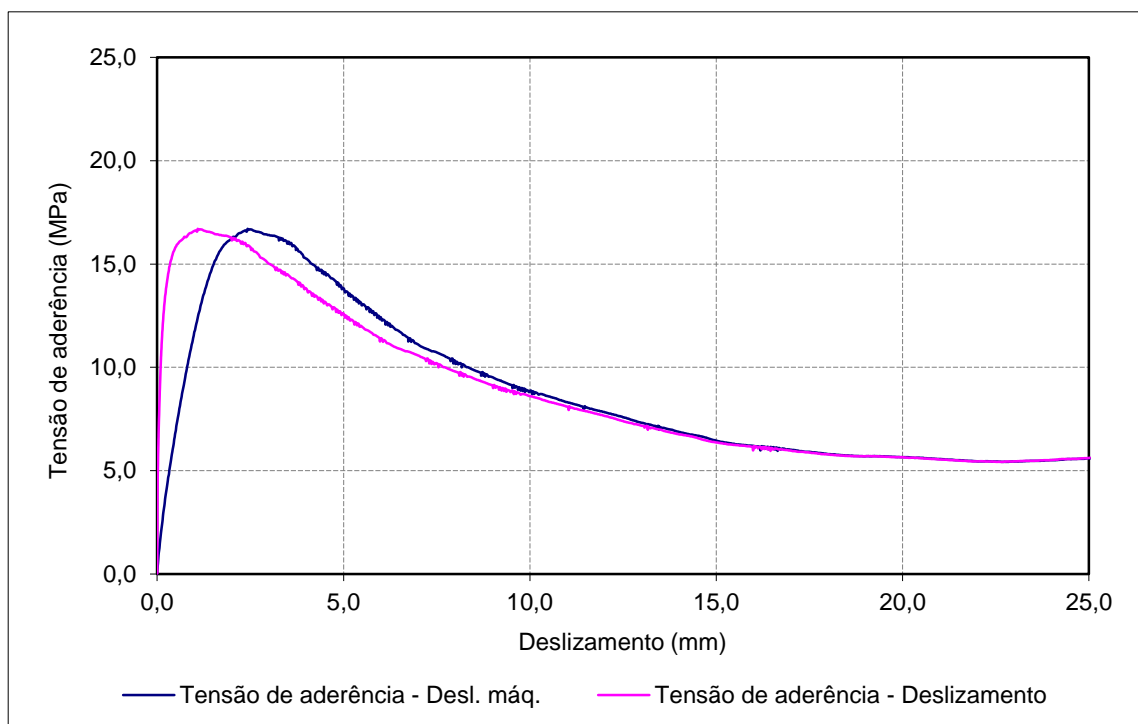
 $f_{R, \text{média}}$: 0,081

Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 47,0

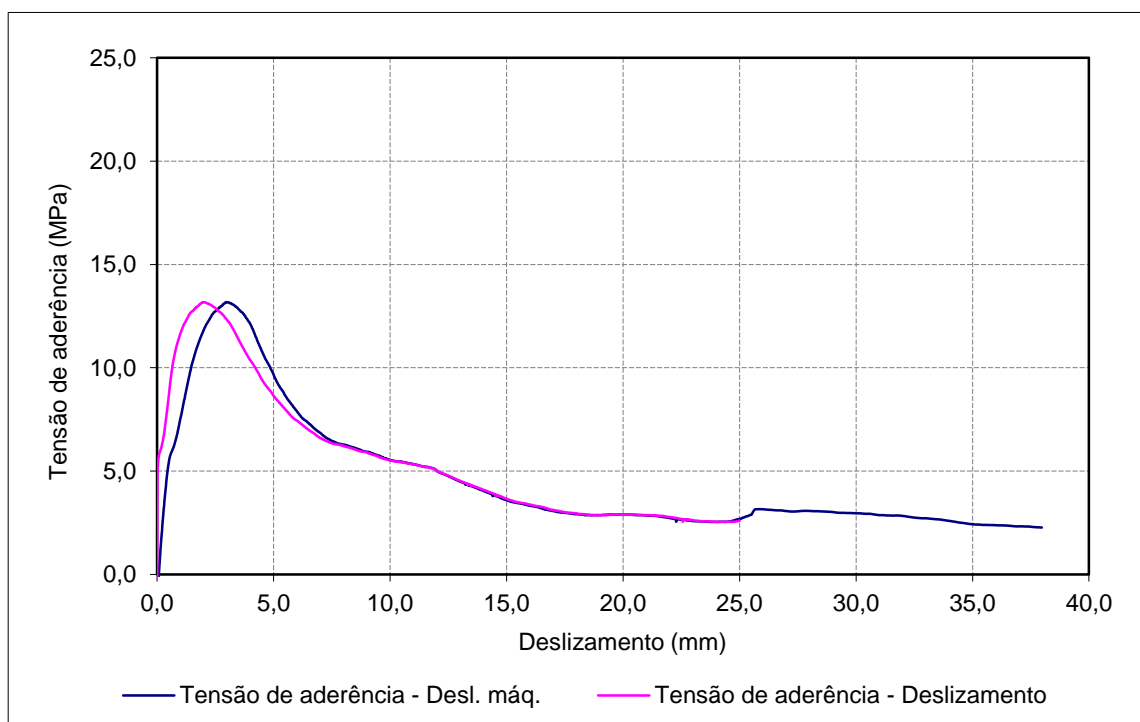
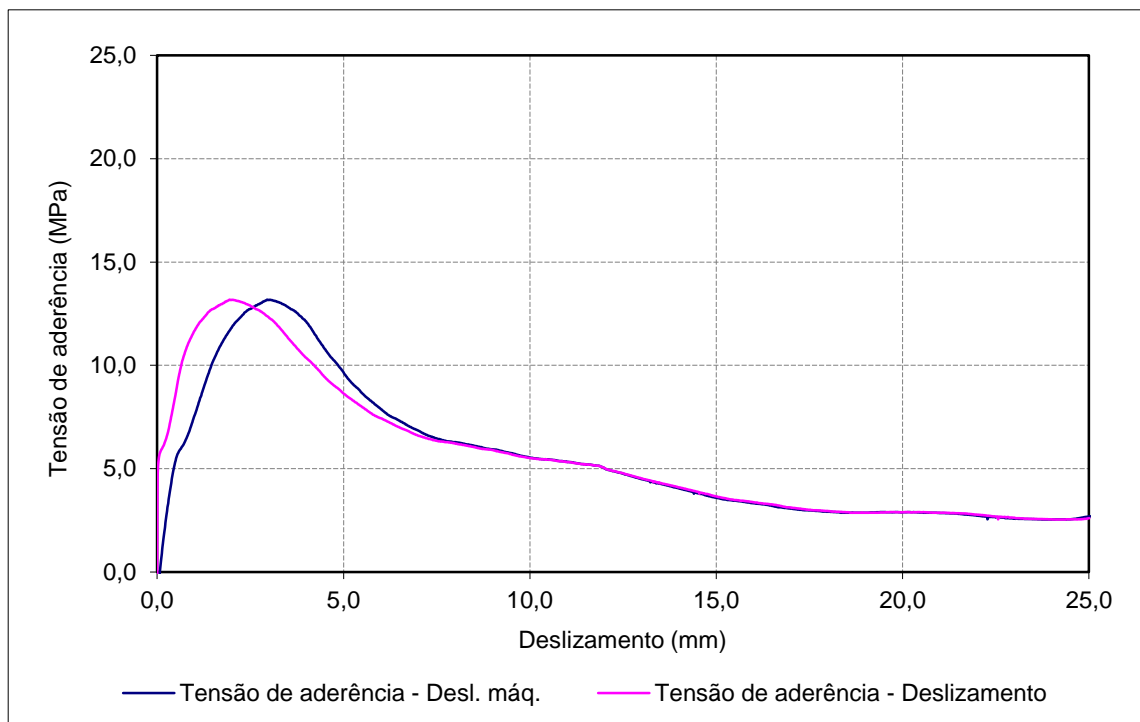
Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
A_C1_16_1	4,14	10,33	16,60	10,36	16,70



Provete: A_C1_16_2
Aço: A500NR SD
d (mm): 16
f_{R, média}: 0,081

Data de ensaio: 03-08-2011
Betão: C30/37
f_{cm} (MPa): 45,0
f_c (MPa): 48,5

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_16_2	4,33	5,86	11,68	7,29	13,18



Provete: A_C1_16_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

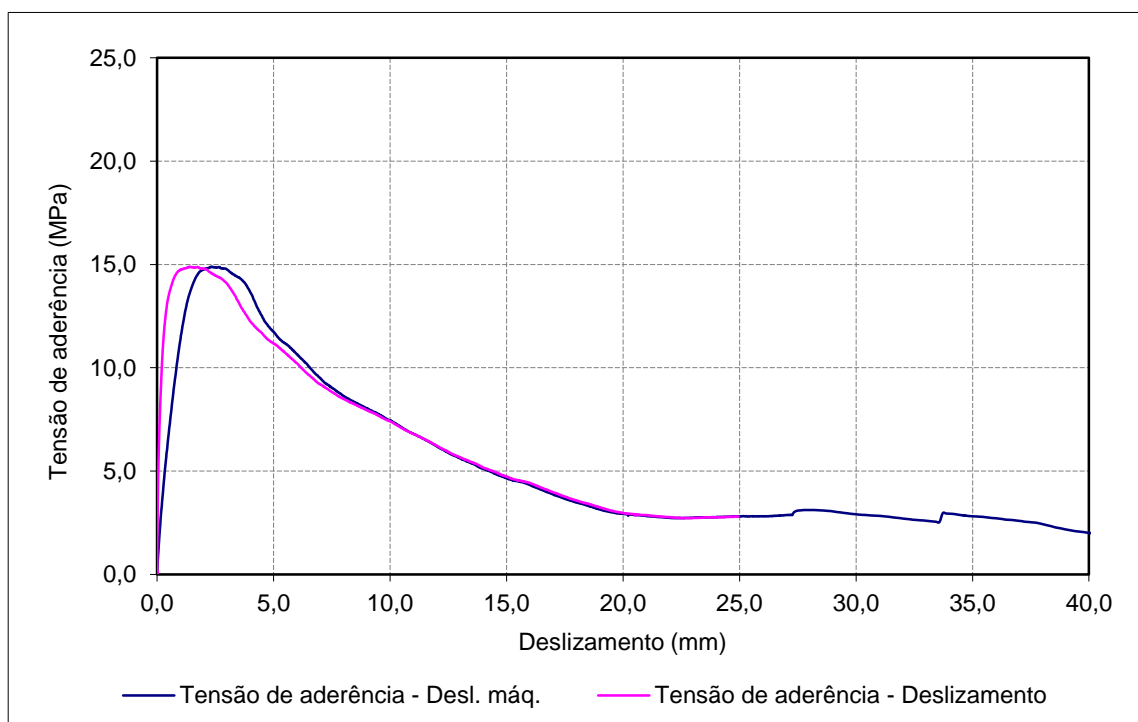
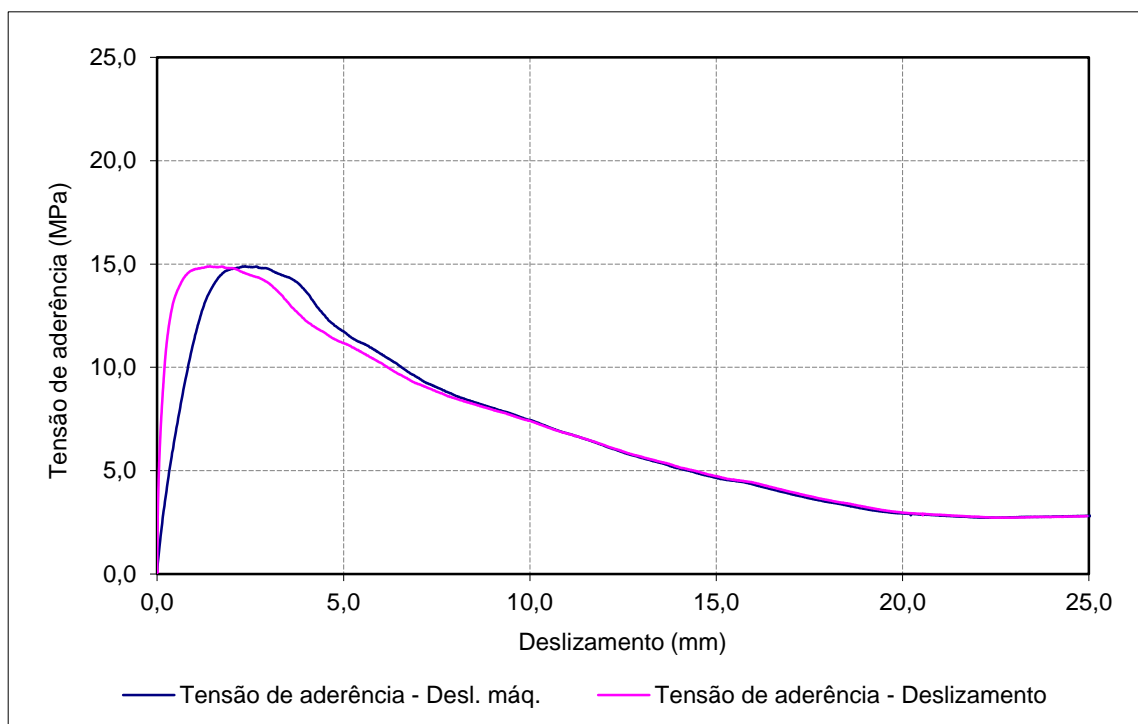
Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 46,8

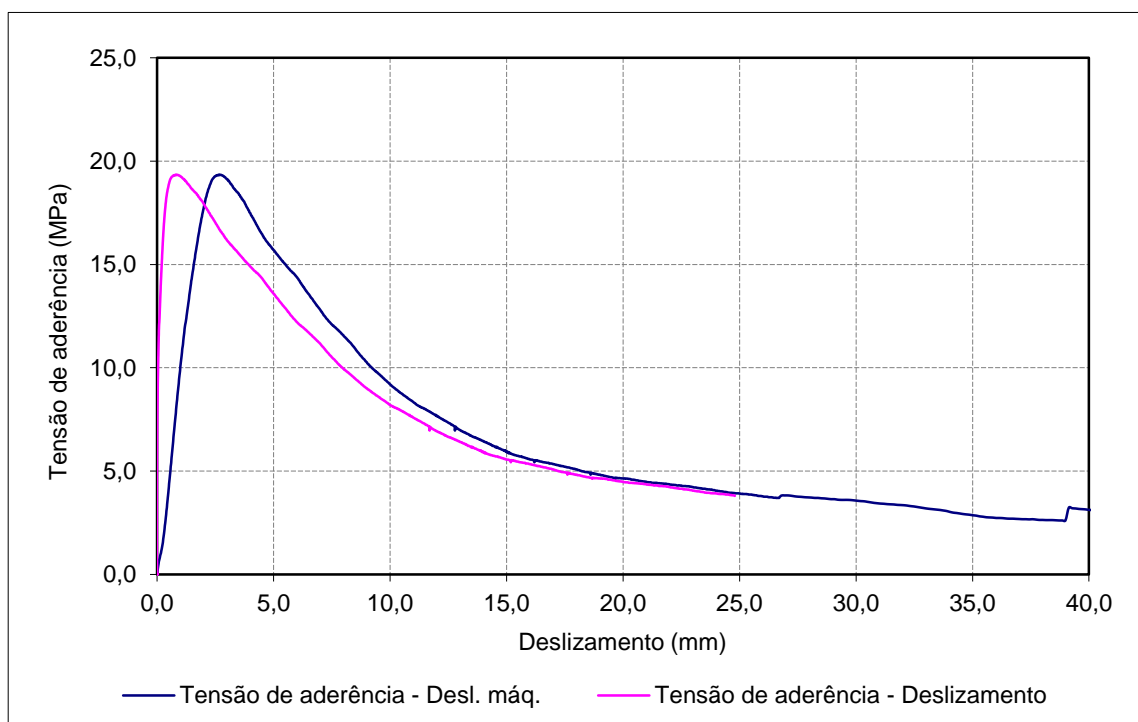
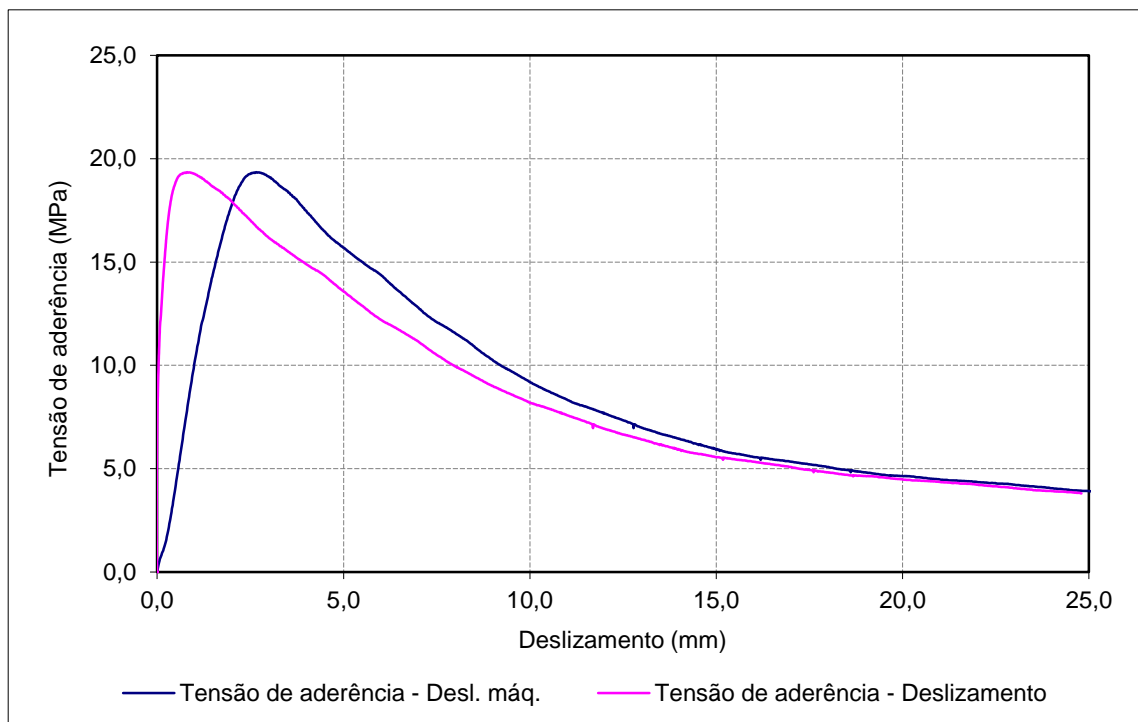
Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_16_3	2,26	7,23	14,73	8,07	14,89



Provete: B_C1_16_1
Aço: A500NR SD
d (mm): 16
f_{R, média}: 0,099

Data de ensaio: 12-09-2011
Betão: C30/37
f_{cm} (MPa): 45,0
f_c (MPa): 42,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_16_1	7,98	12,40	19,27	13,22	19,34



Provete: B_C1_16_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

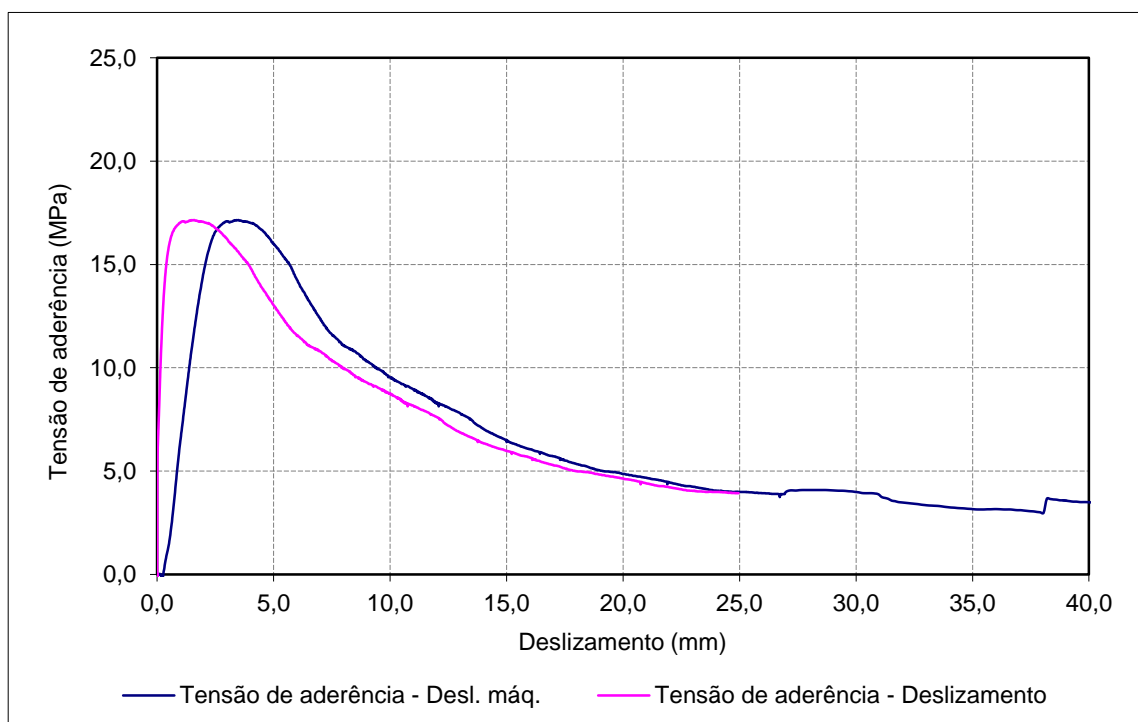
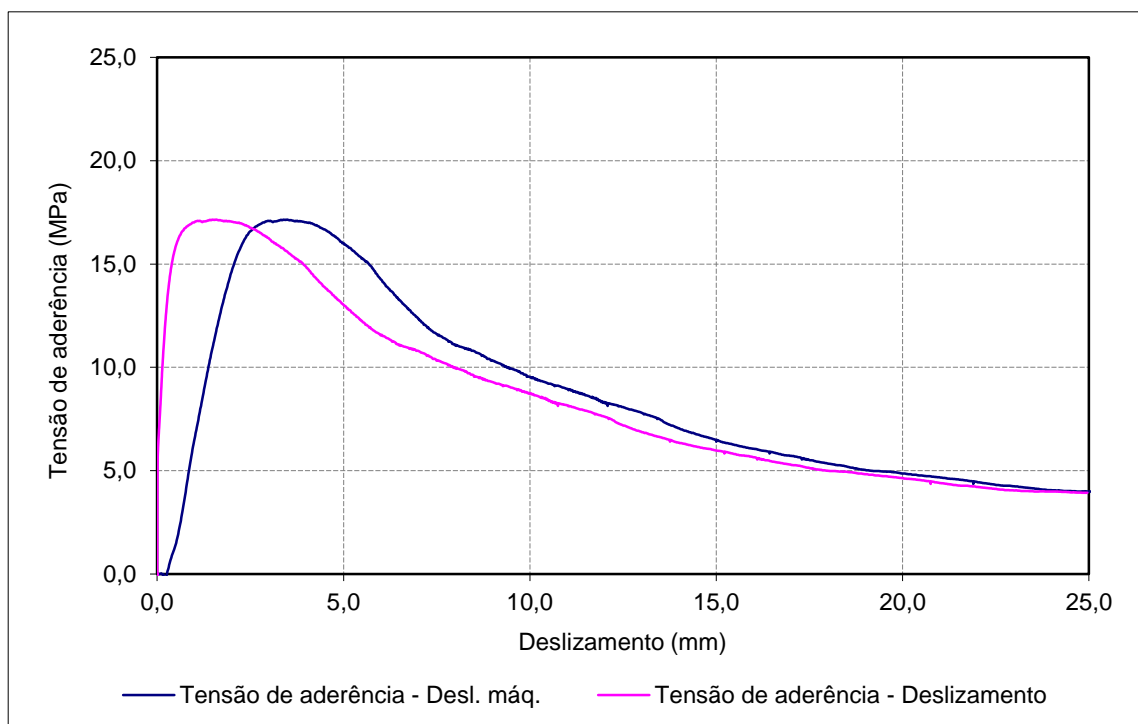
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 12-09-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 42,2

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_16_2	5,26	8,66	17,01	10,31	17,15



Provete: B_C1_16_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,099

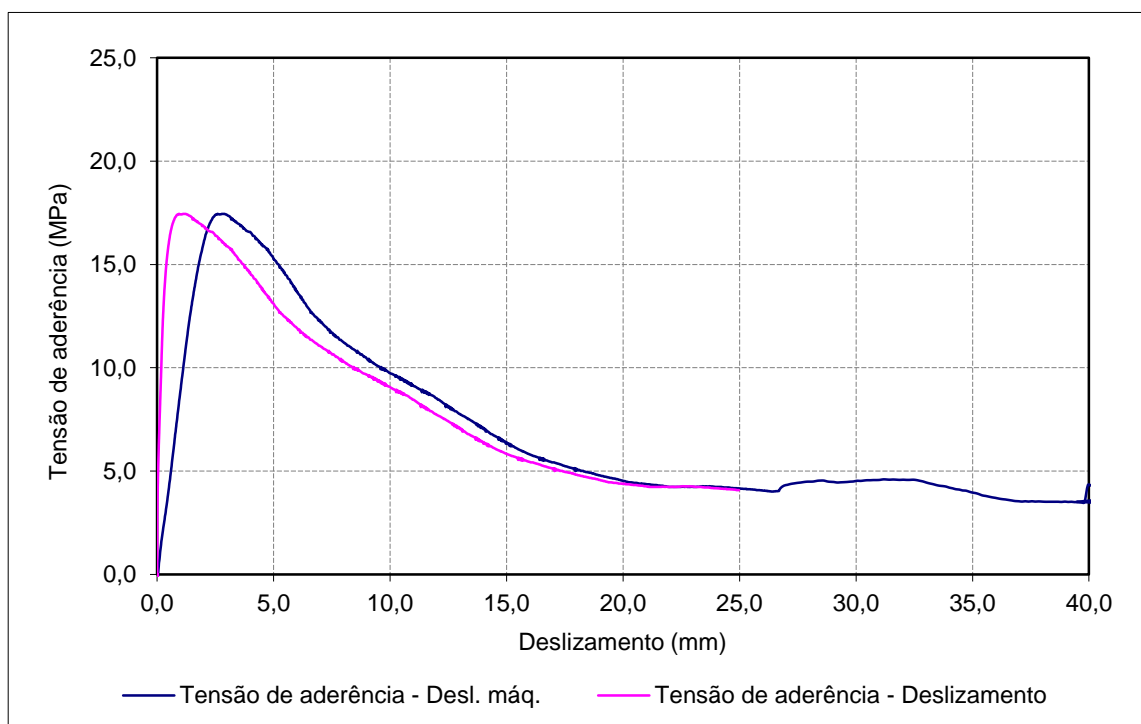
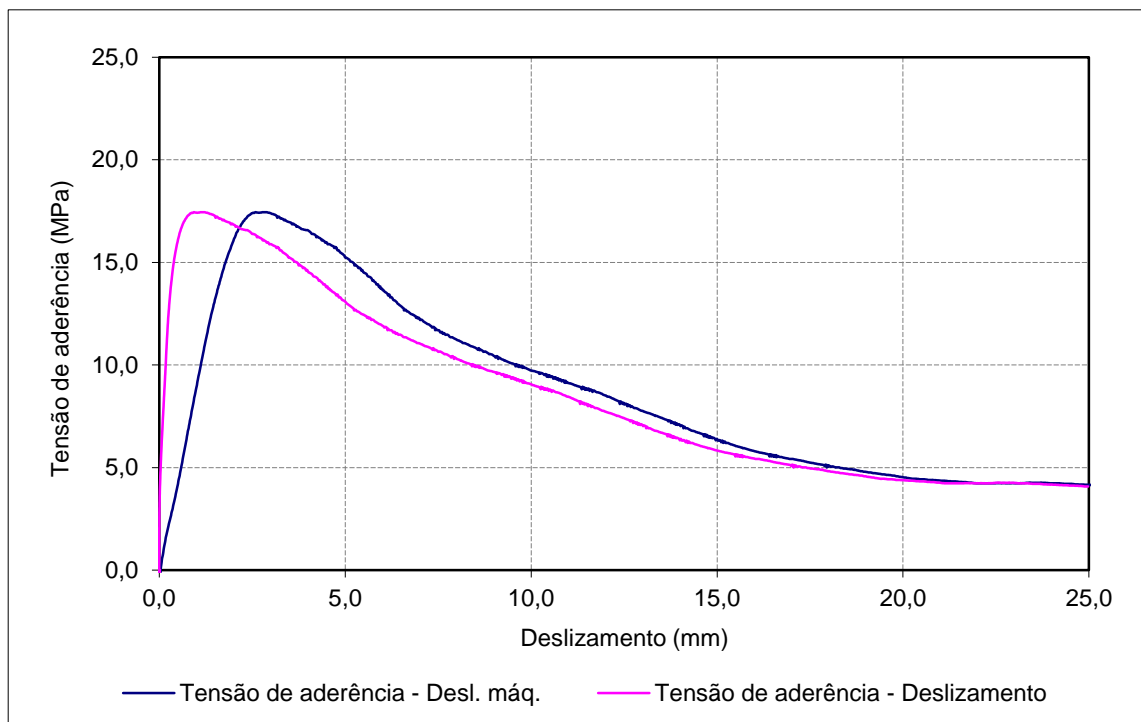
Data de ensaio: 12-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,3

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_16_3	3,25	7,44	17,43	9,37	17,44



Provete: AT_C1_16_1

Data de ensaio: 04-08-2011

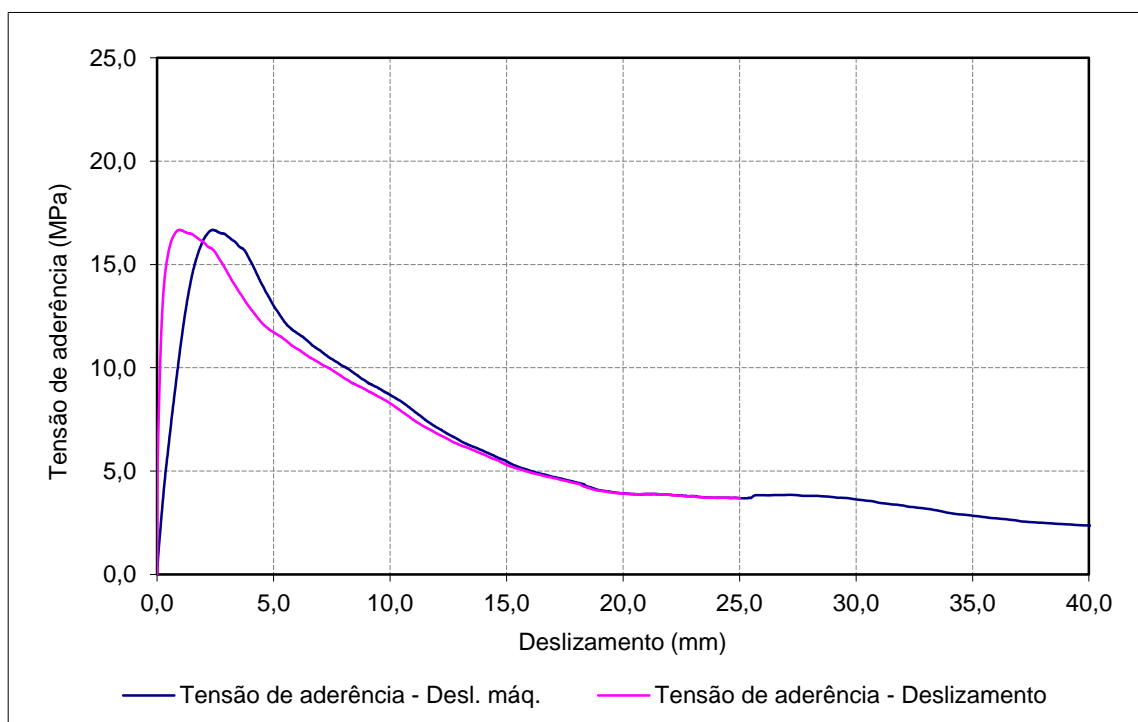
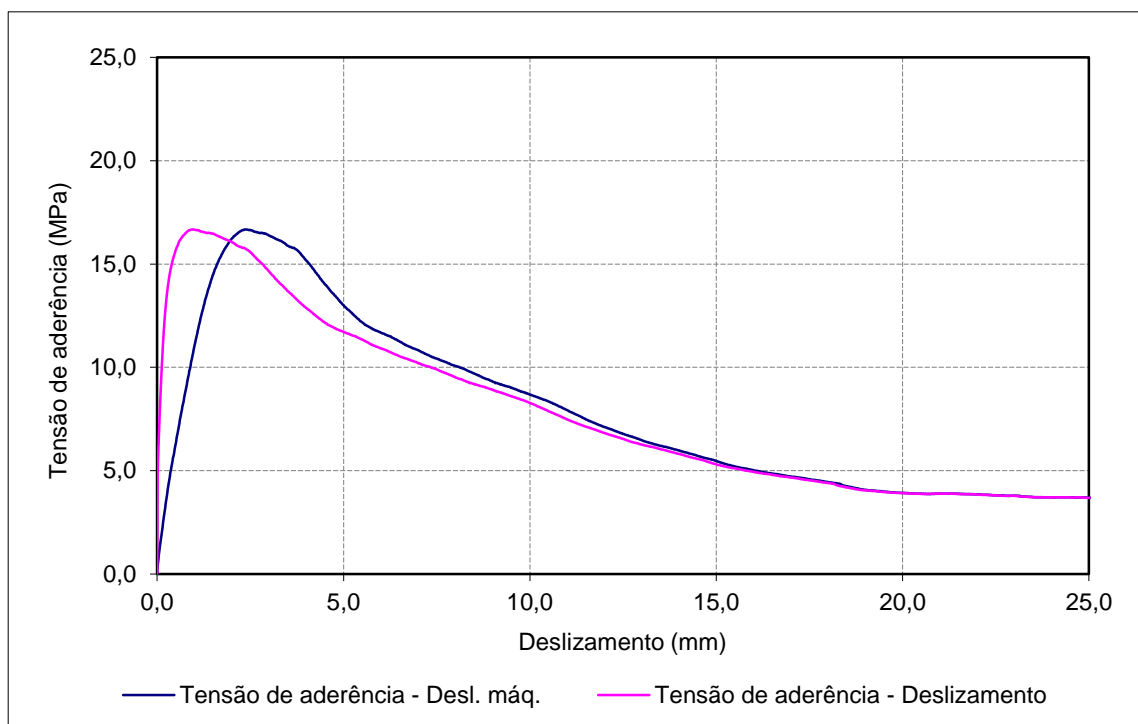
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C30/37

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 45,0 $f_{R, média}$: 0,080 f_c (MPa): 45,8

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C1_16_1	4,72	9,17	16,66	10,18	16,67



Provete: AT_C1_16_2

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

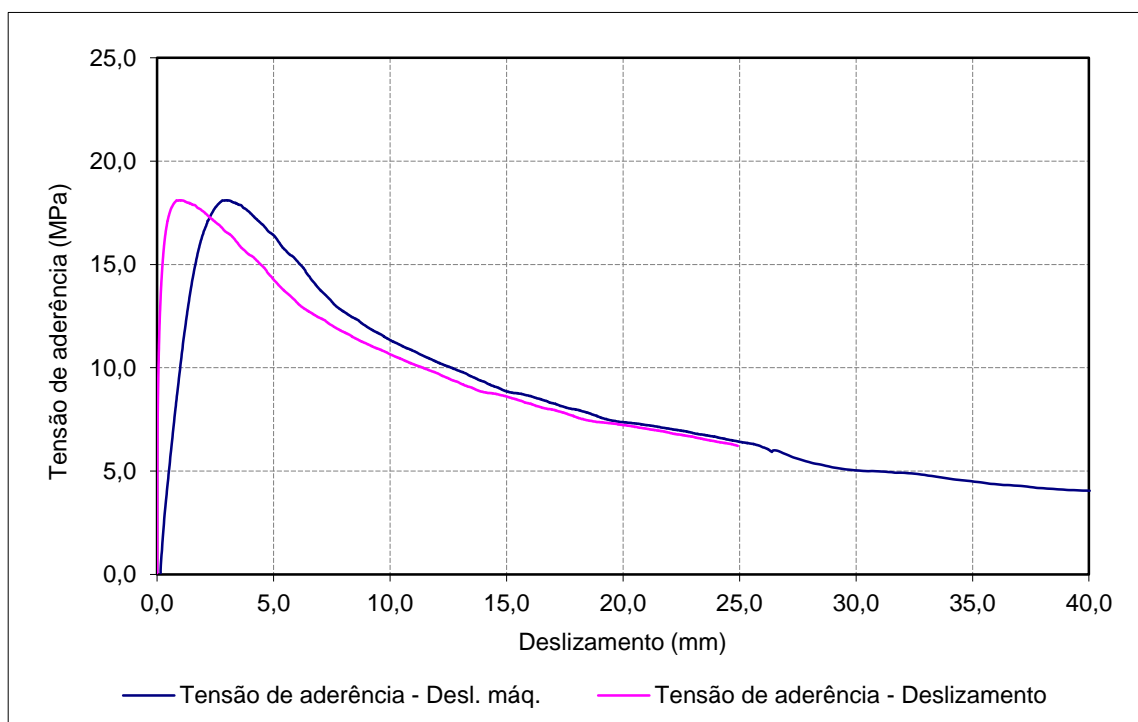
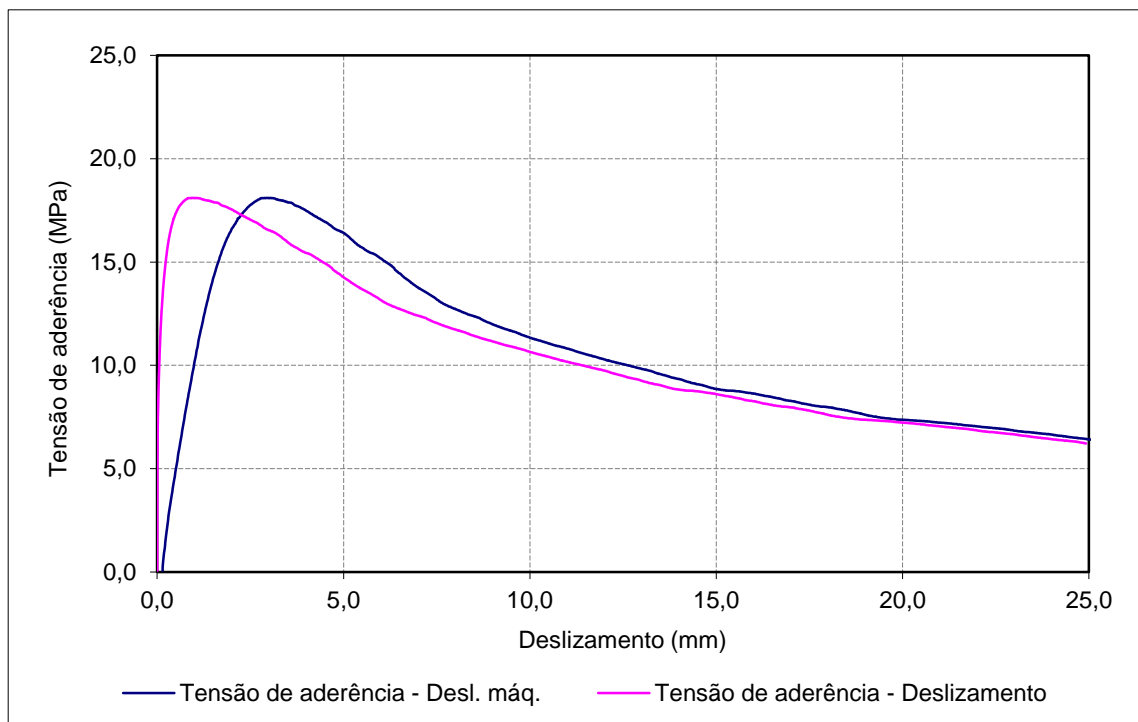
Data de ensaio: 04-08-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 46,3

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C1_16_2	6,23	12,02	18,09	12,11	18,10



Provete: AT_C1_16_3

Data de ensaio: 04-08-2011

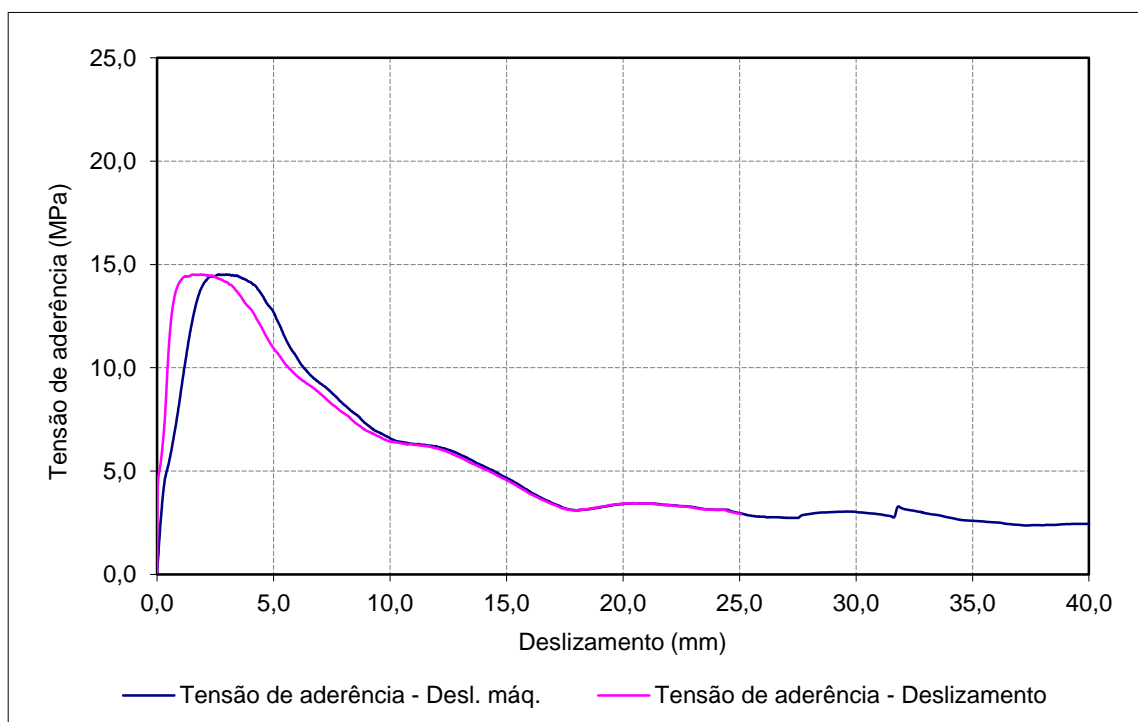
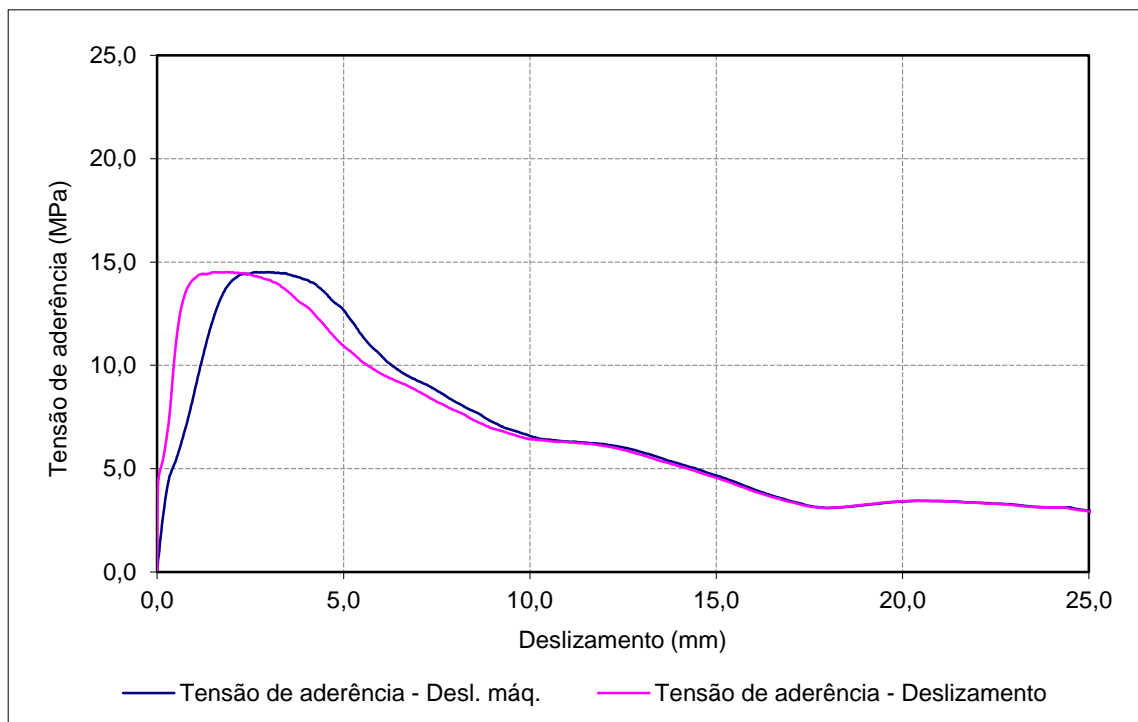
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C30/37

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 45,0 $f_{R, média}$: 0,080 f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C1_16_3	3,44	5,00	14,18	7,54	14,52



Provete: BT_C1_16_1

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

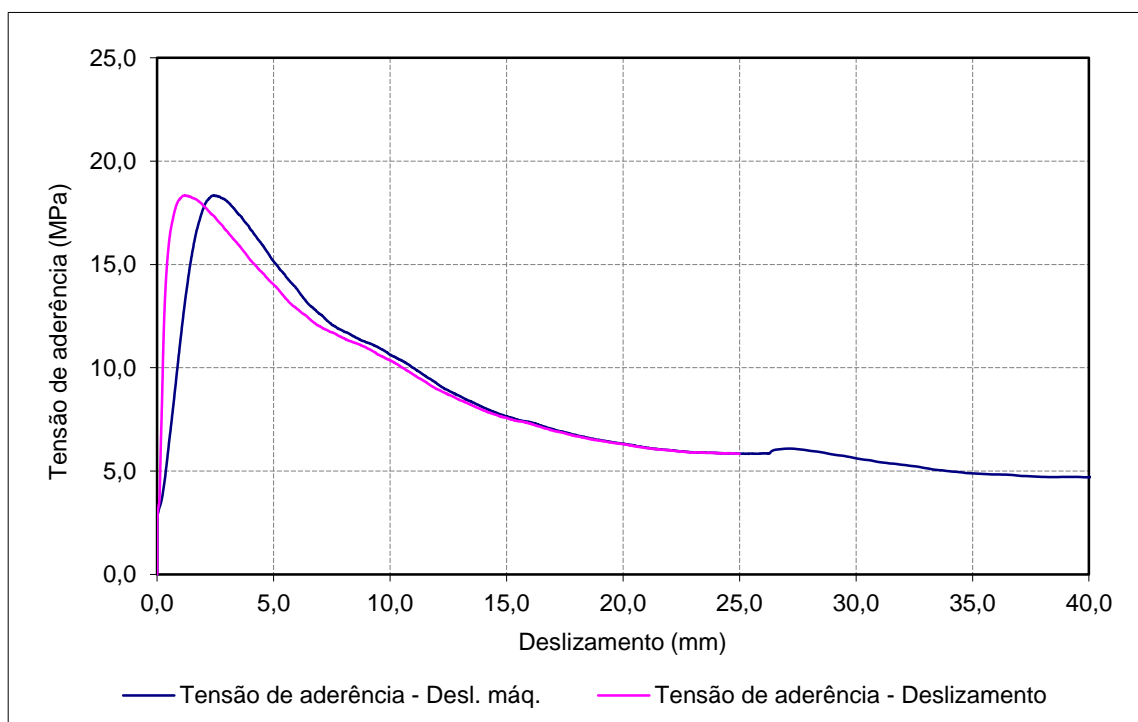
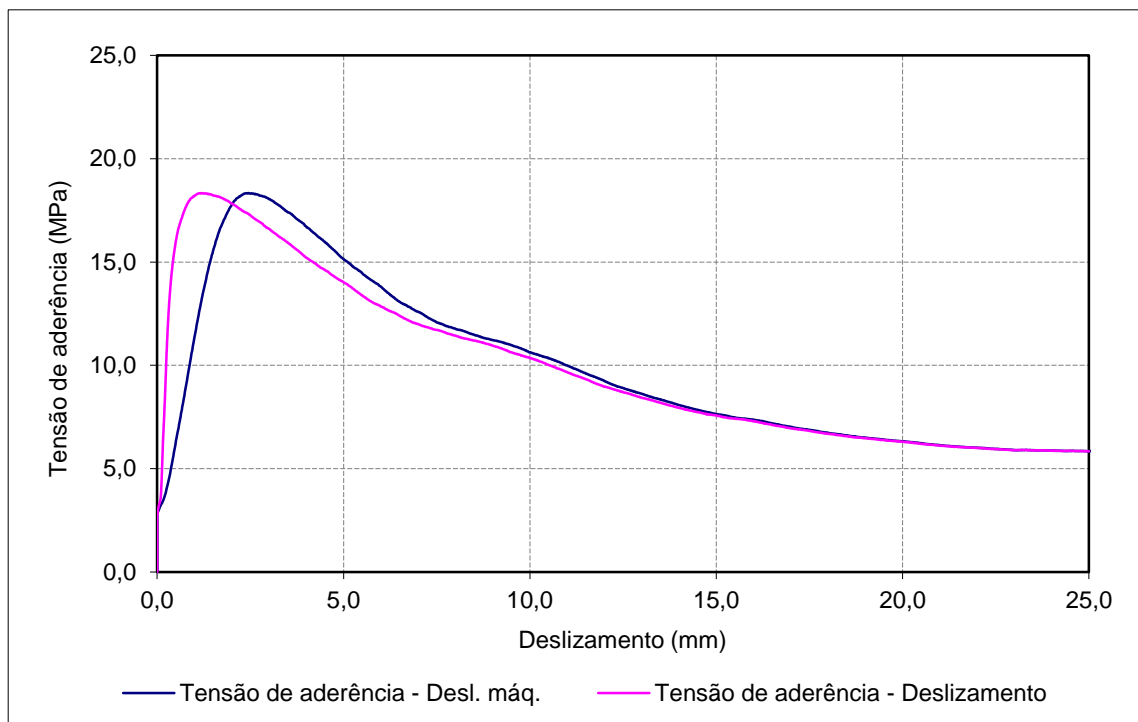
Data de ensaio: 12-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,2

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C1_16_1	2,84	3,70	18,19	8,24	18,33



Provete: BT_C1_16_2

Data de ensaio: 12-09-2011

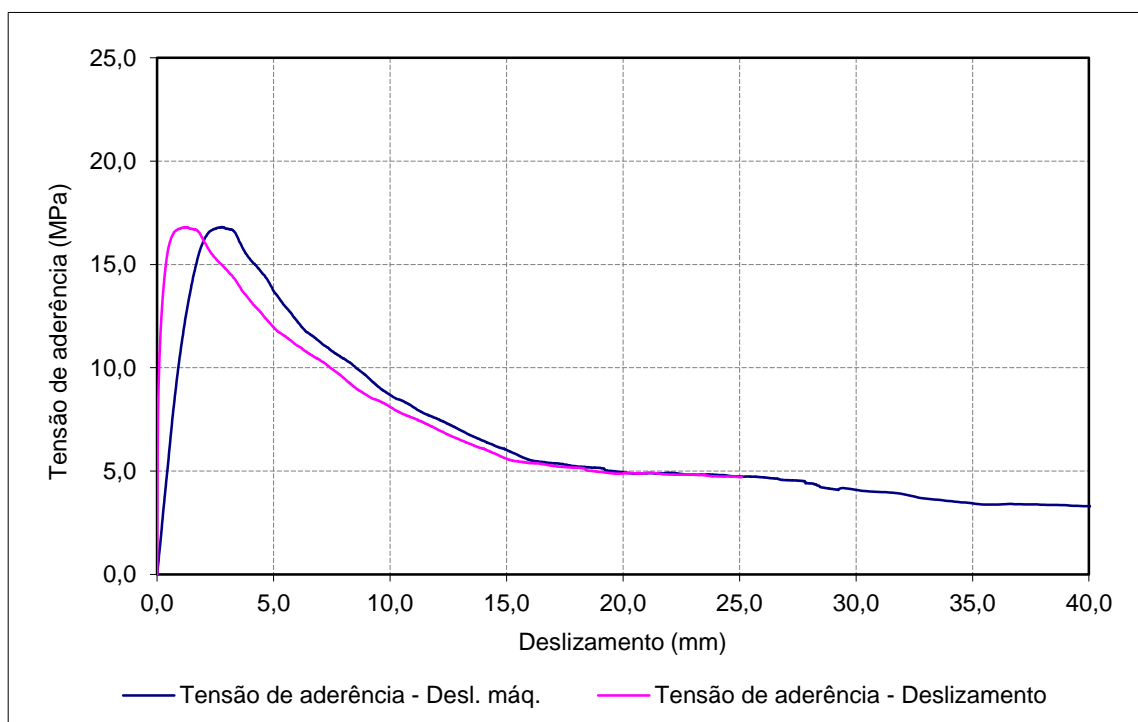
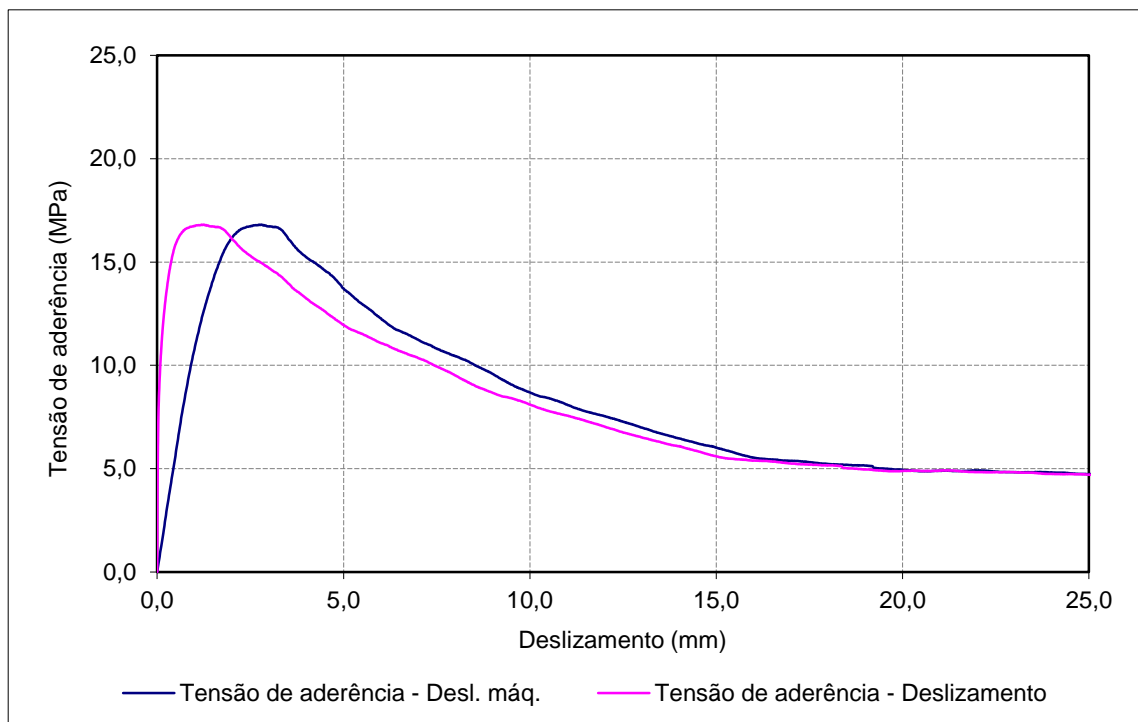
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C30/37

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 45,0 $f_{R, média}$: 0,098 f_c (MPa): 41,9

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C1_16_2	4,34	10,45	16,75	10,51	16,81



Provete: BT_C1_16_3

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

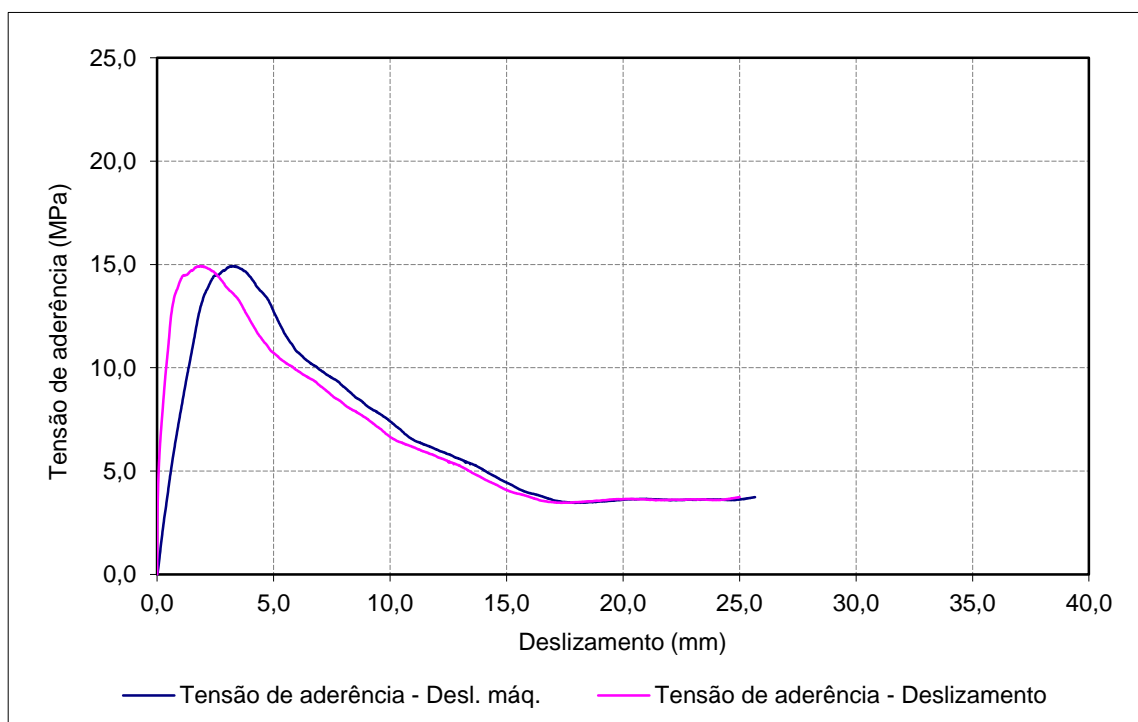
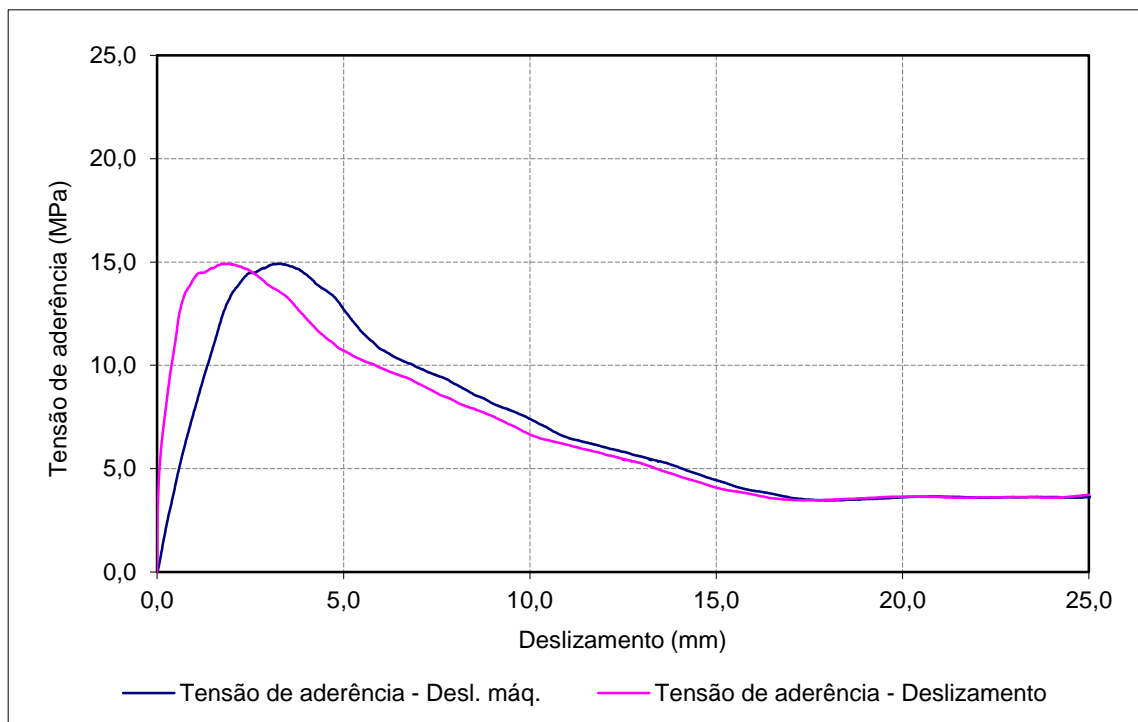
Data de ensaio: 12-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C1_16_3	2,79	5,81	14,21	7,61	14,92



Provete: A_C1_25_1

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

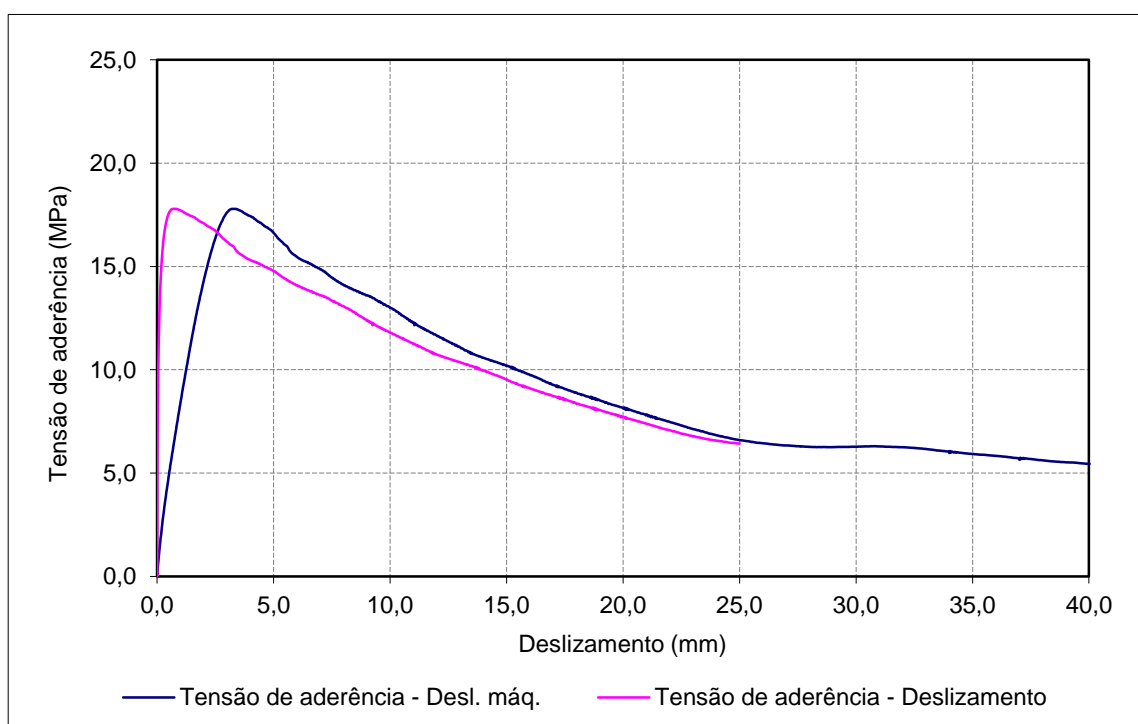
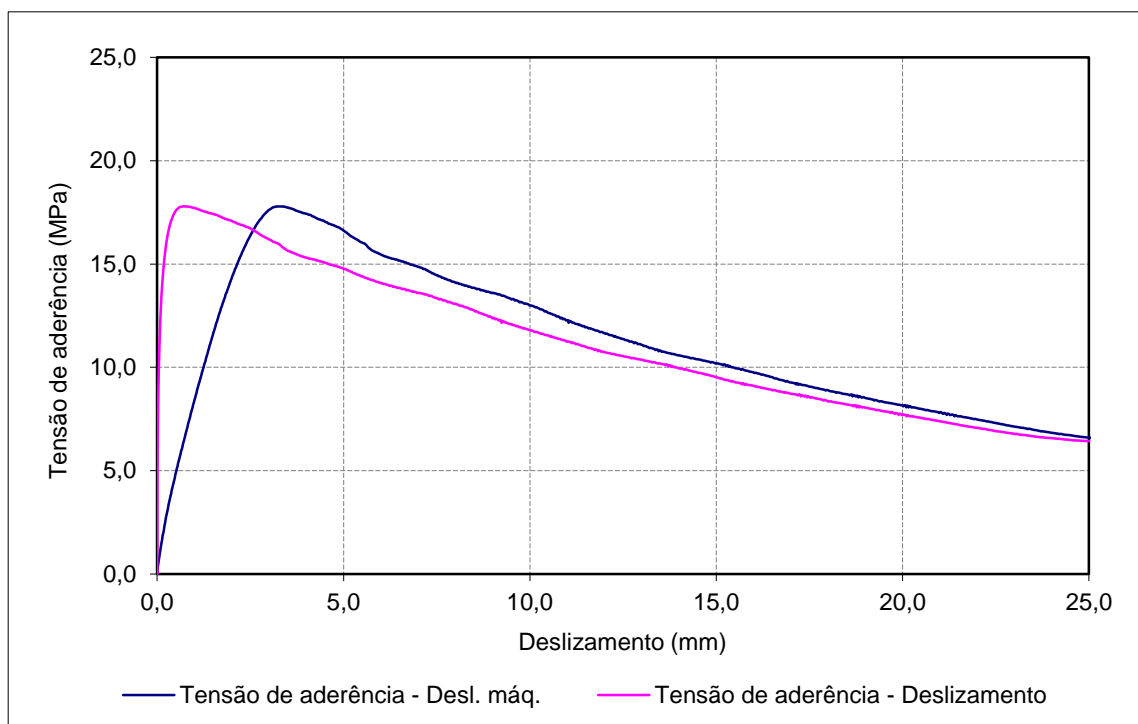
 $f_{R, média}$: 0,096

Data de ensaio: 01-08-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 50,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_25_1	6,14	12,96	17,71	12,27	17,79



Provete: A_C1_25_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

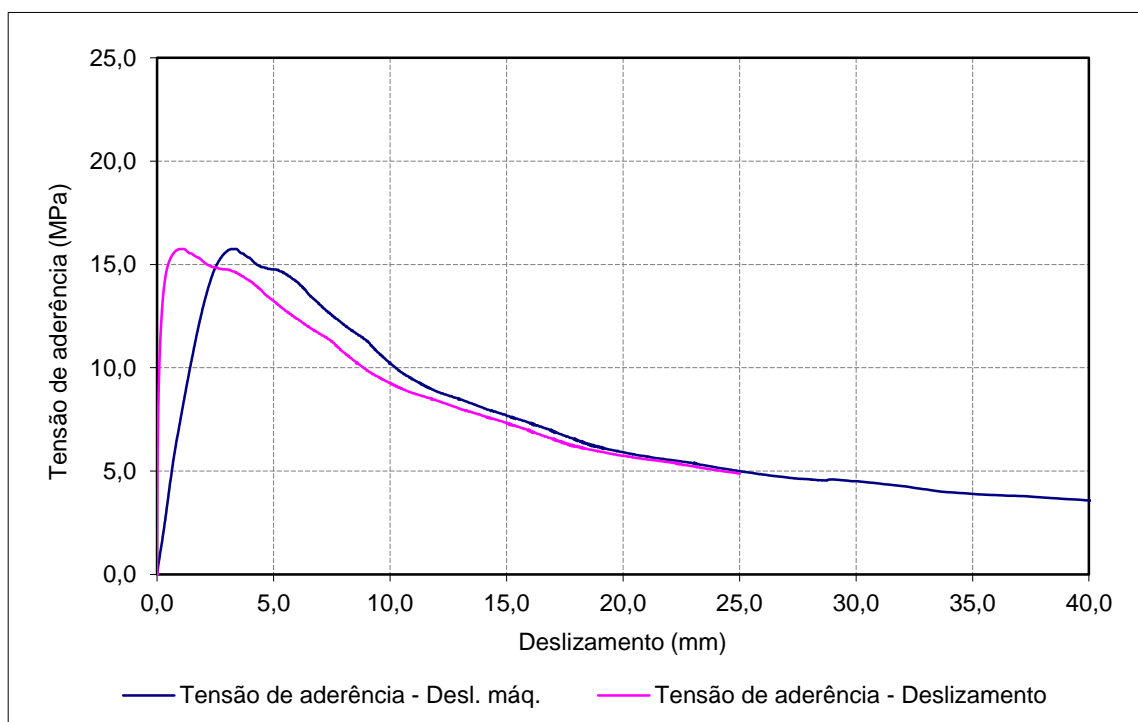
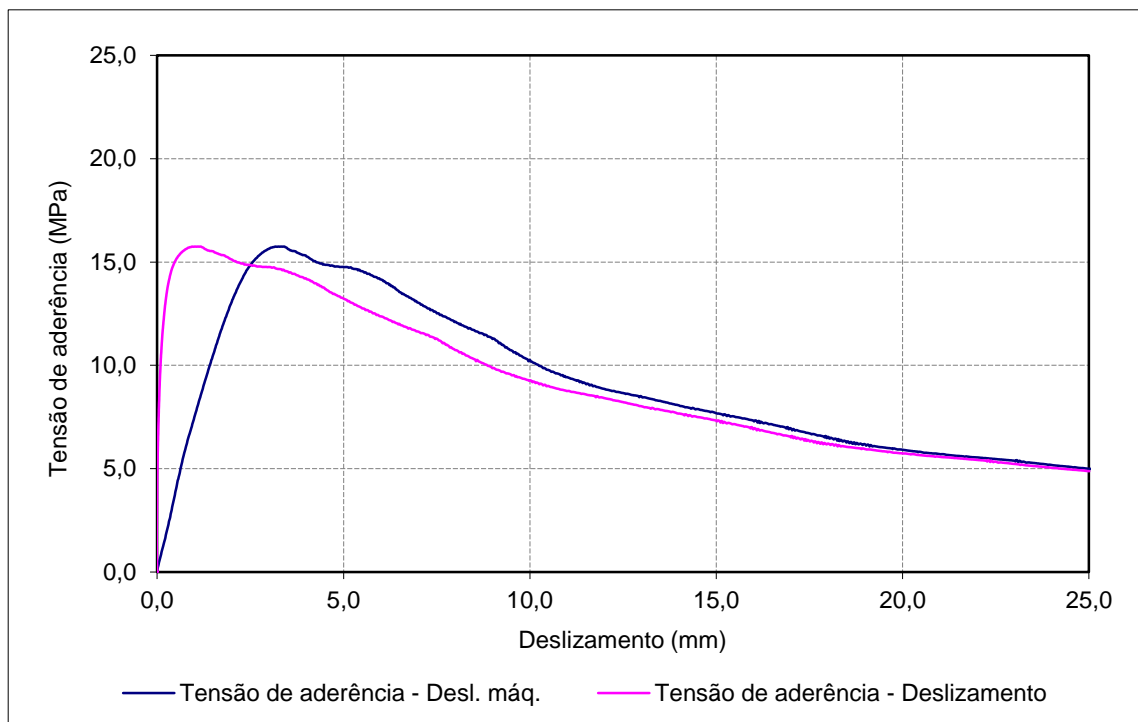
Data de ensaio: 01-08-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 50,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_25_2	5,33	10,39	15,74	10,49	15,74



Provete: A_C1_25_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

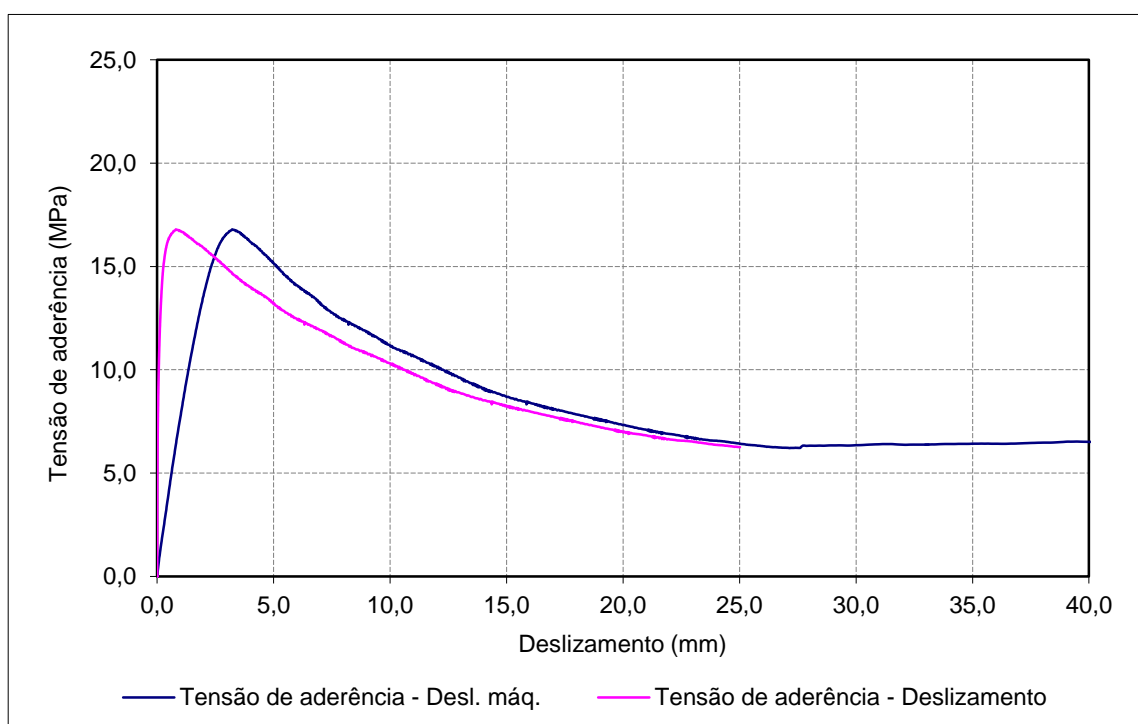
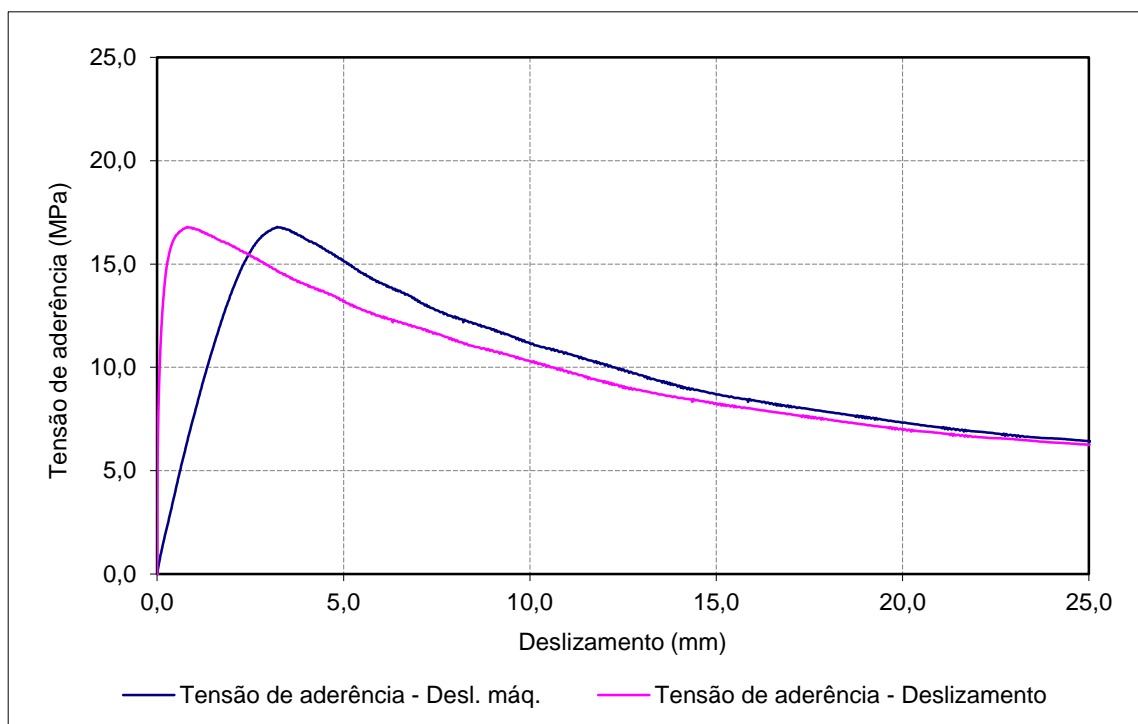
 $f_{R, \text{média}}$: 0,096

Data de ensaio: 01-08-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 50,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
A_C1_25_3	5,42	11,43	16,72	11,19	16,79



Provete: A_C1_25_10

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

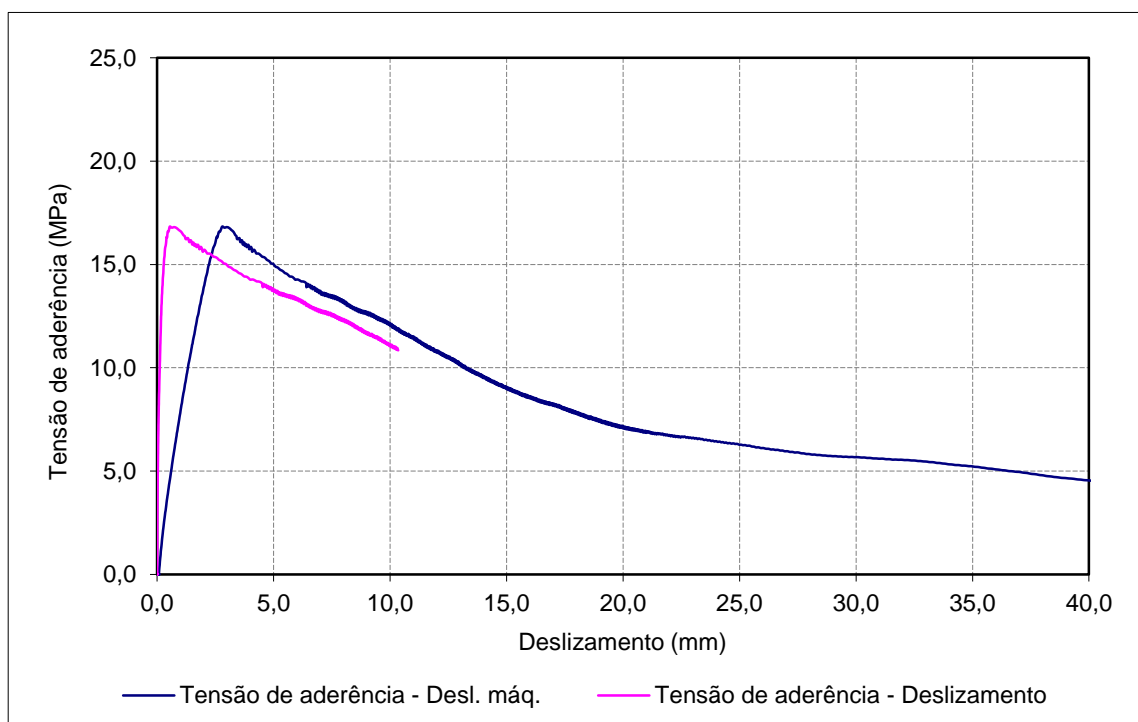
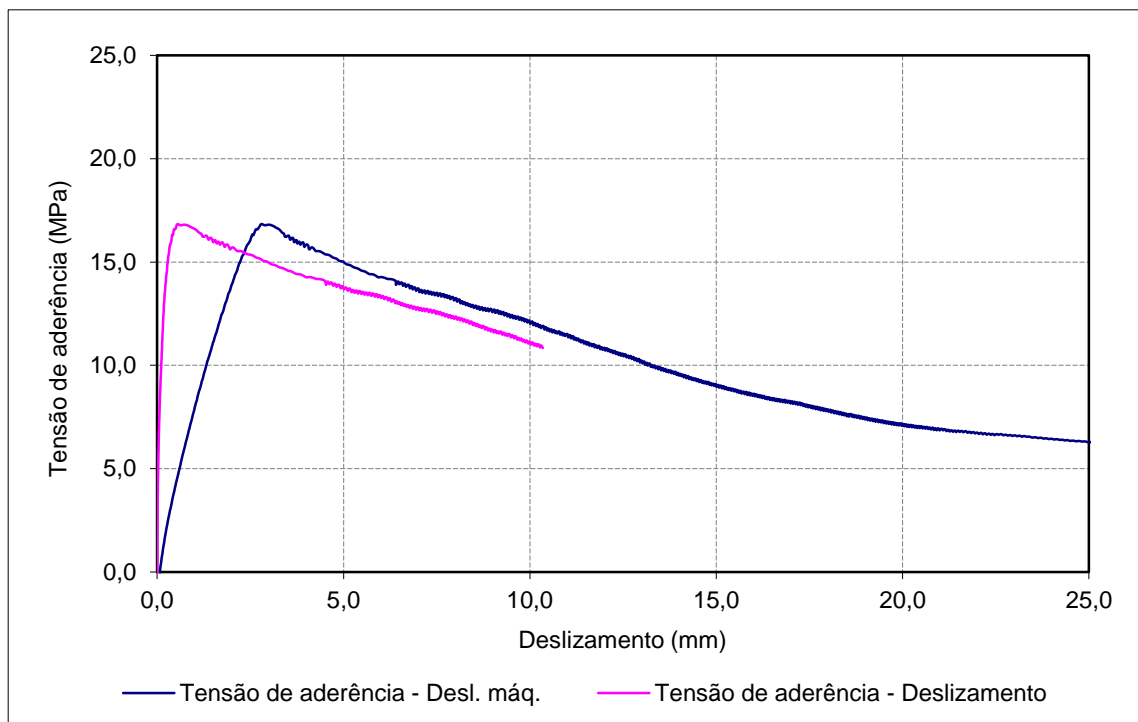
Data de ensaio: 09-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_25_10	3,18	9,67	16,62	9,82	16,84



Provete: A_C1_25_11

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

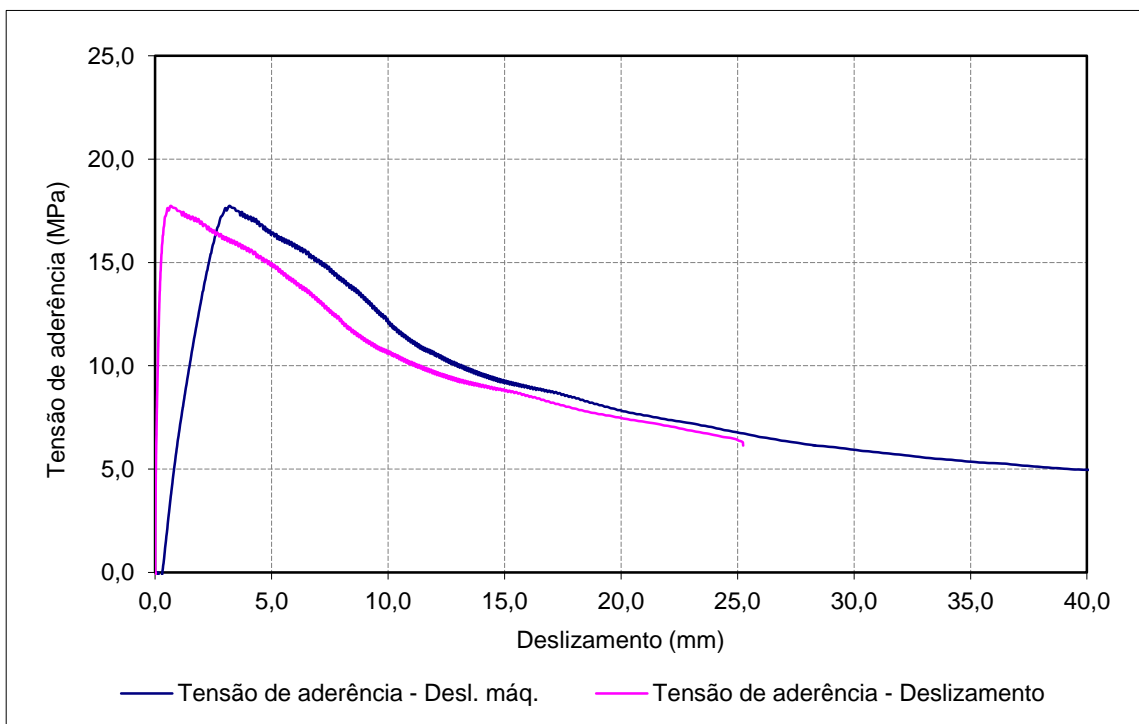
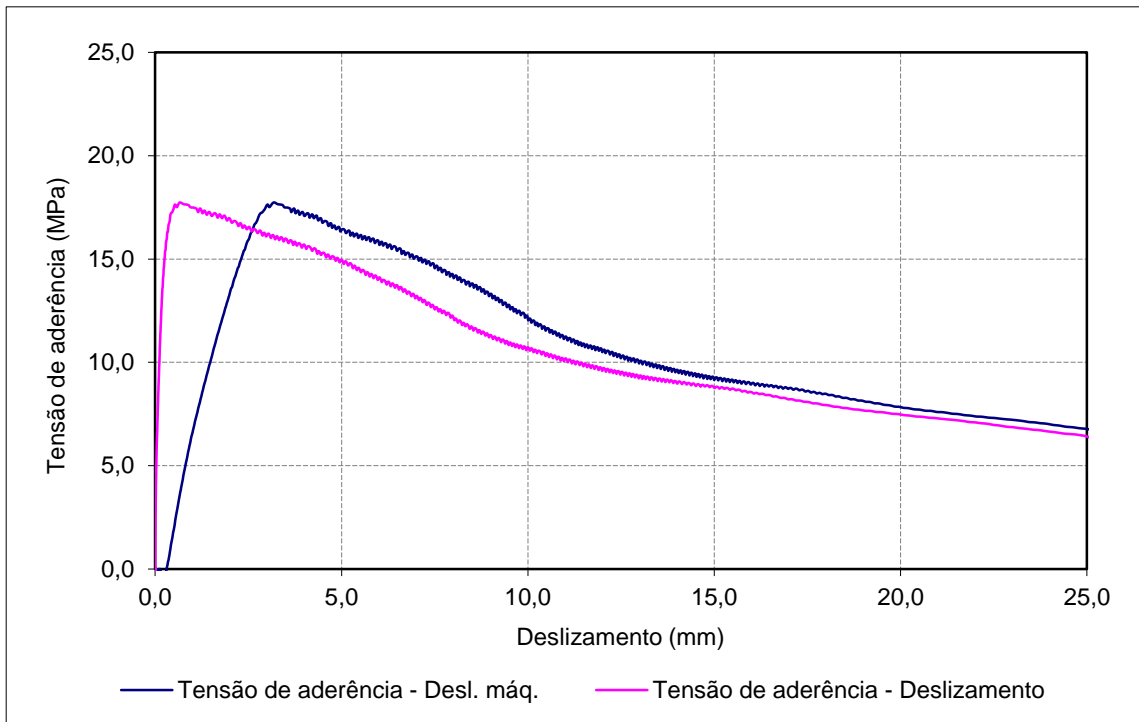
Data de ensaio: 09-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_25_11	2,79	9,37	17,49	9,89	17,74



Provete: A_C1_25_12

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

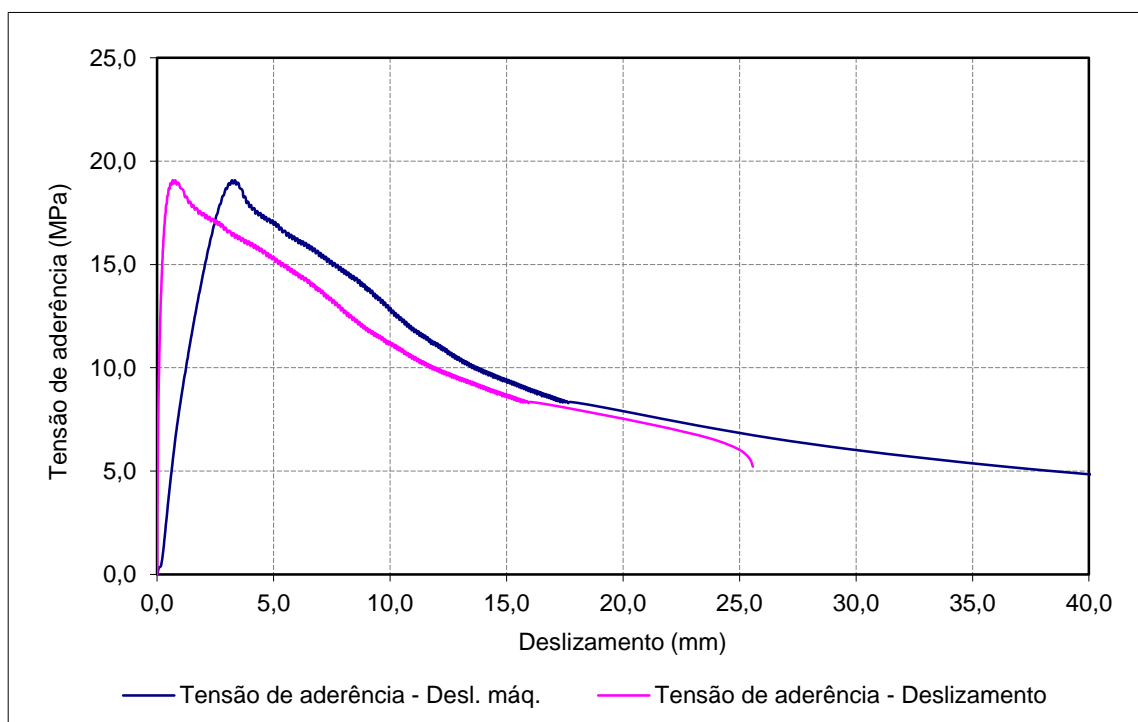
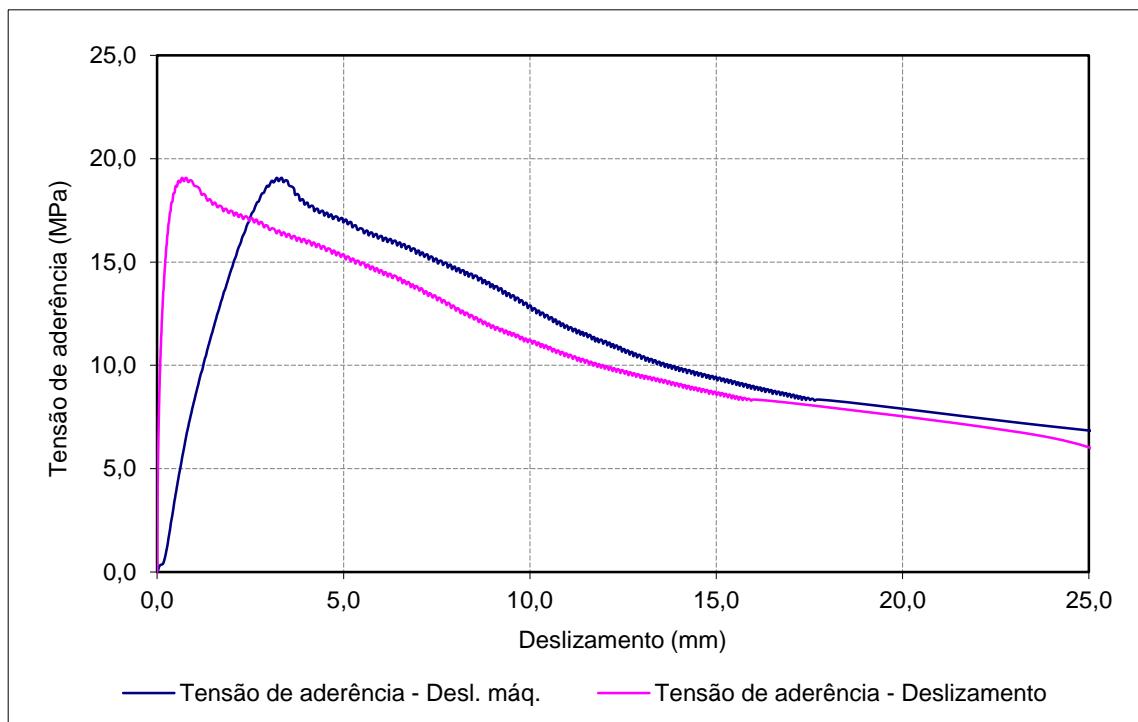
Data de ensaio: 09-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C1_25_12	3,73	11,01	18,69	11,14	19,07



Provete: B_C1_25_1

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

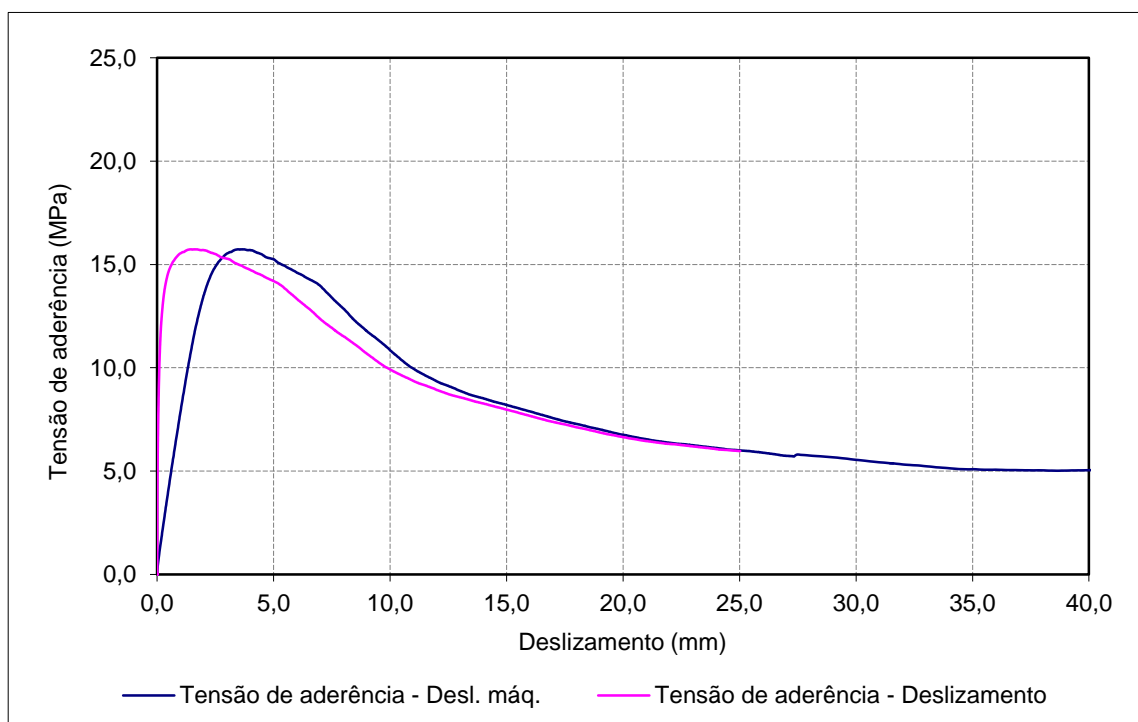
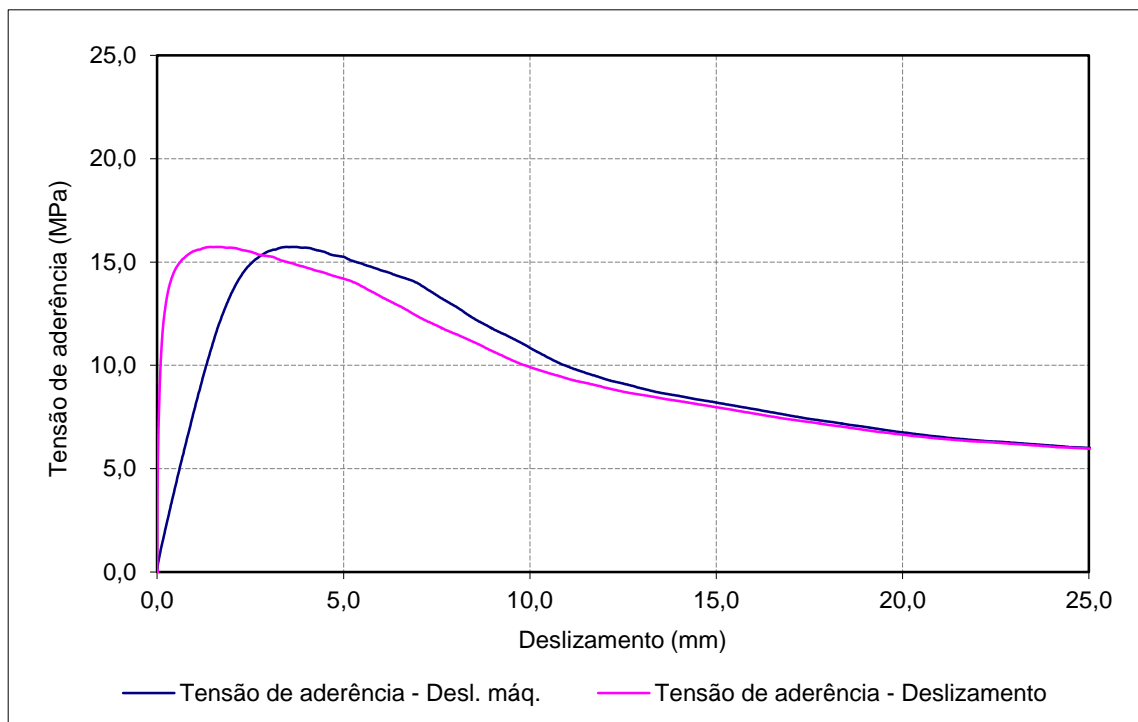
 $f_{R, \text{média}}$: 0,101

Data de ensaio: 02-08-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 50,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
B_C1_25_1	4,42	10,35	15,54	10,10	15,73



Provete: B_C1_25_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

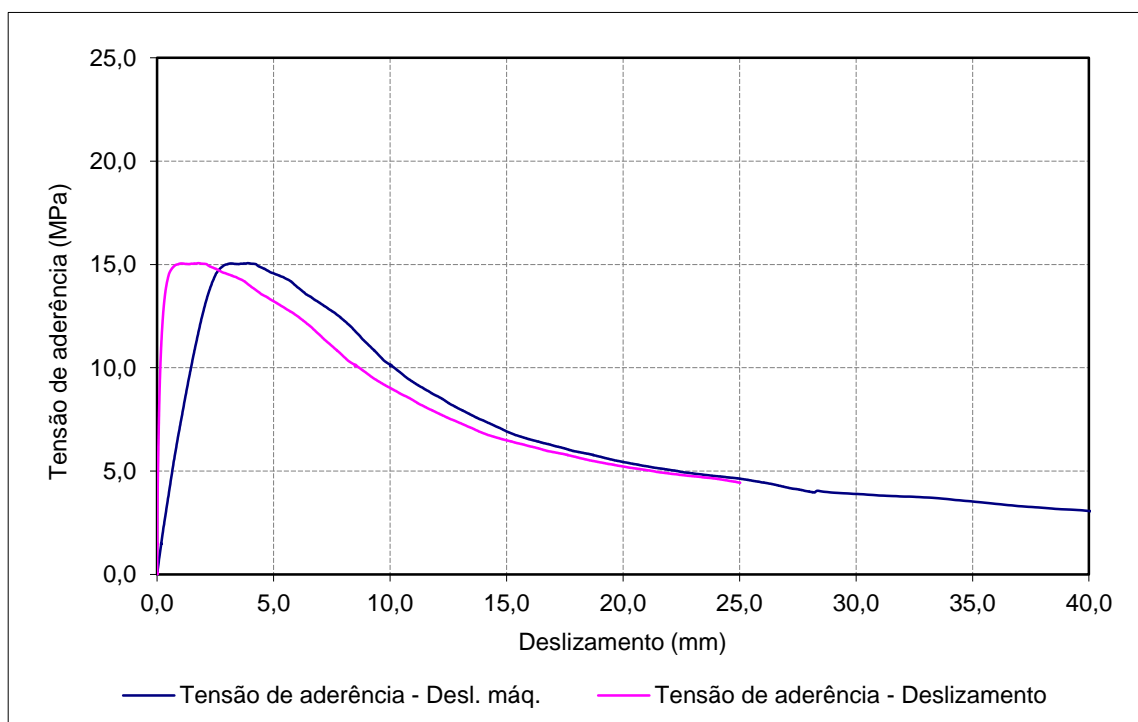
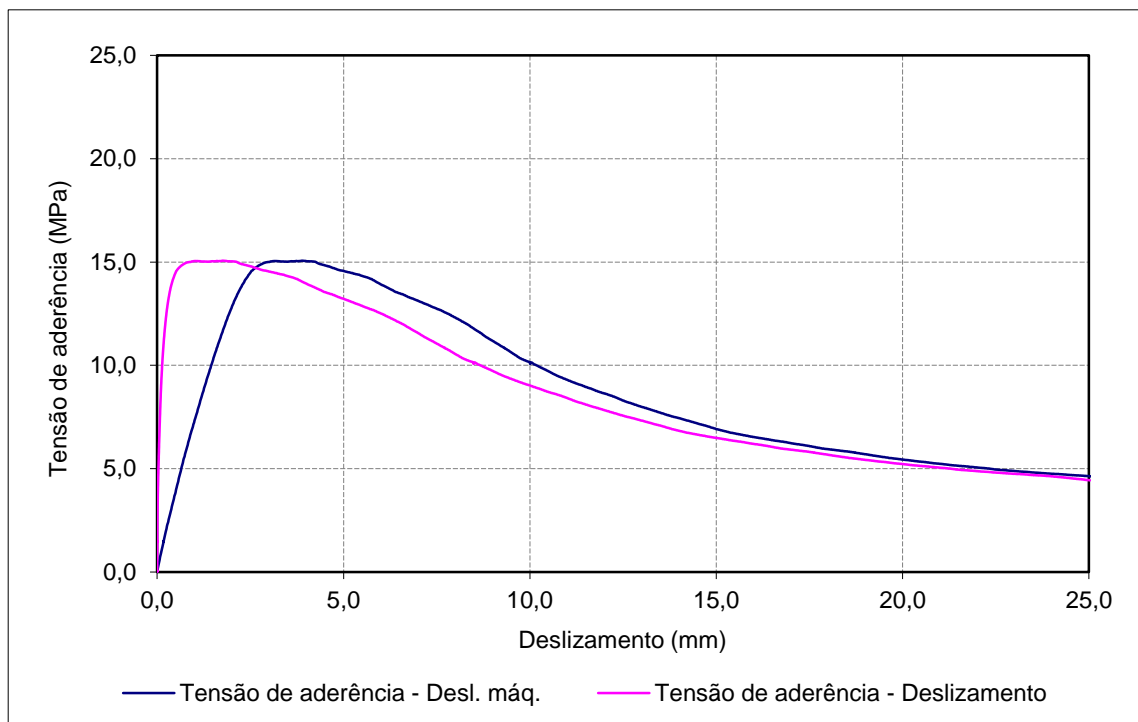
Data de ensaio: 02-08-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 50,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_25_2	3,15	8,79	15,04	8,99	15,06



Provete: B_C1_25_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

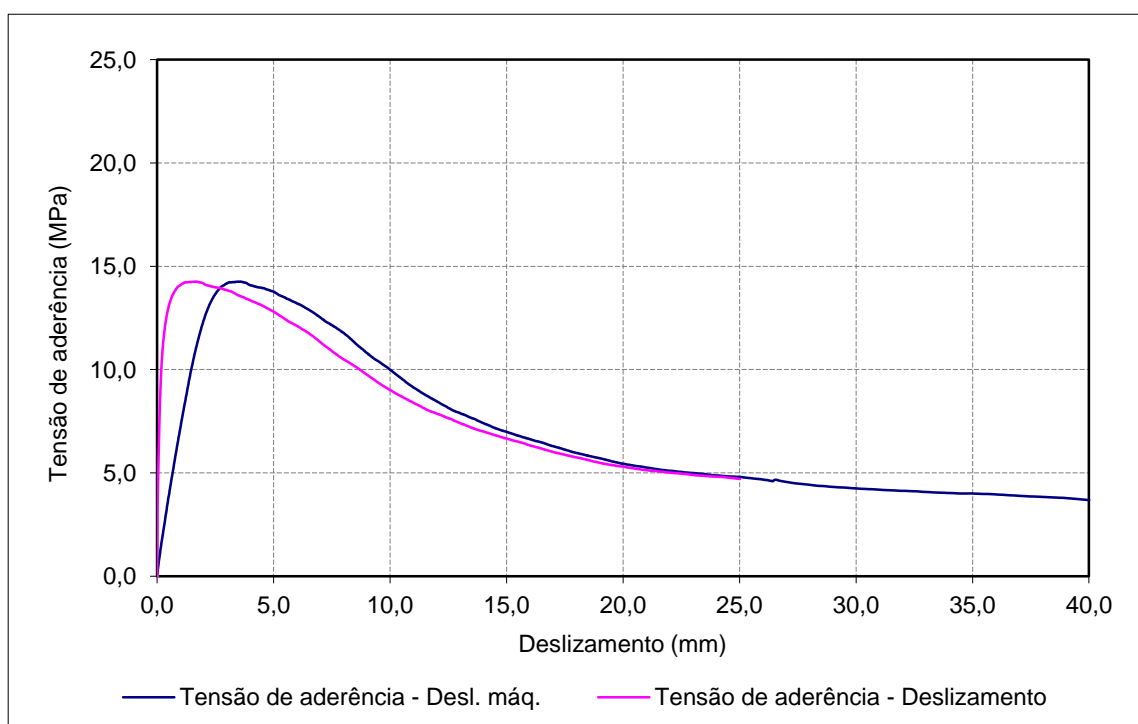
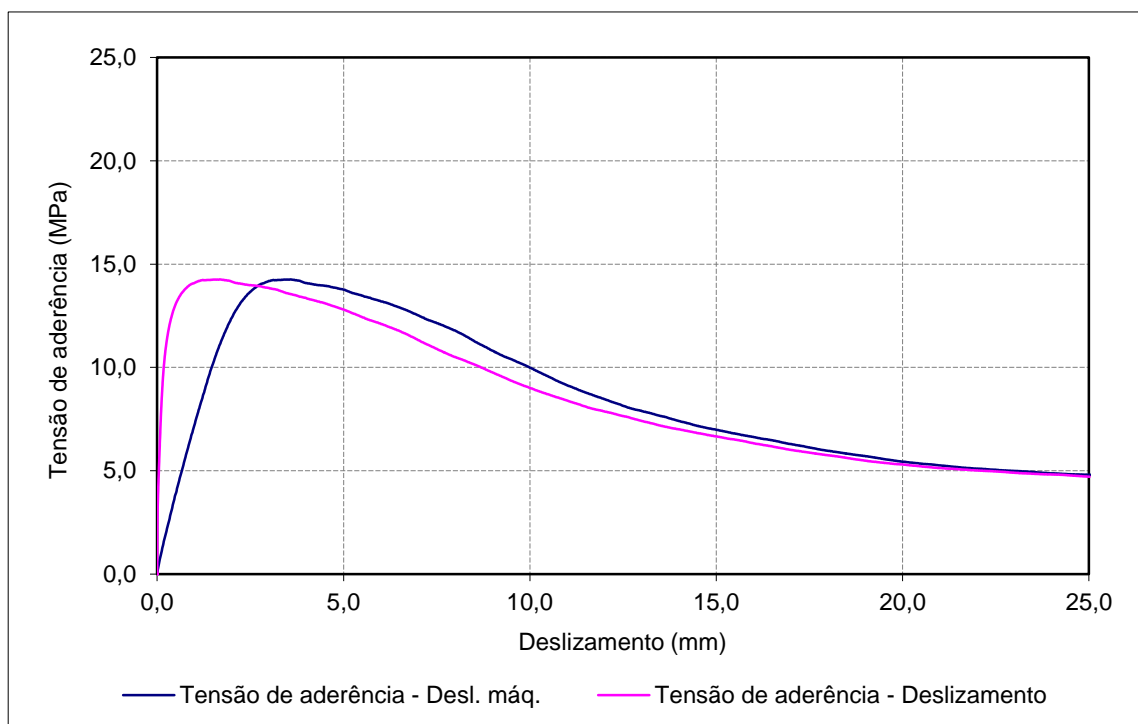
 $f_{R, \text{média}}$: 0,101

Data de ensaio: 02-08-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 50,1

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
B_C1_25_3	3,02	7,67	14,08	8,26	14,26



Provete: B_C1_25_10

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

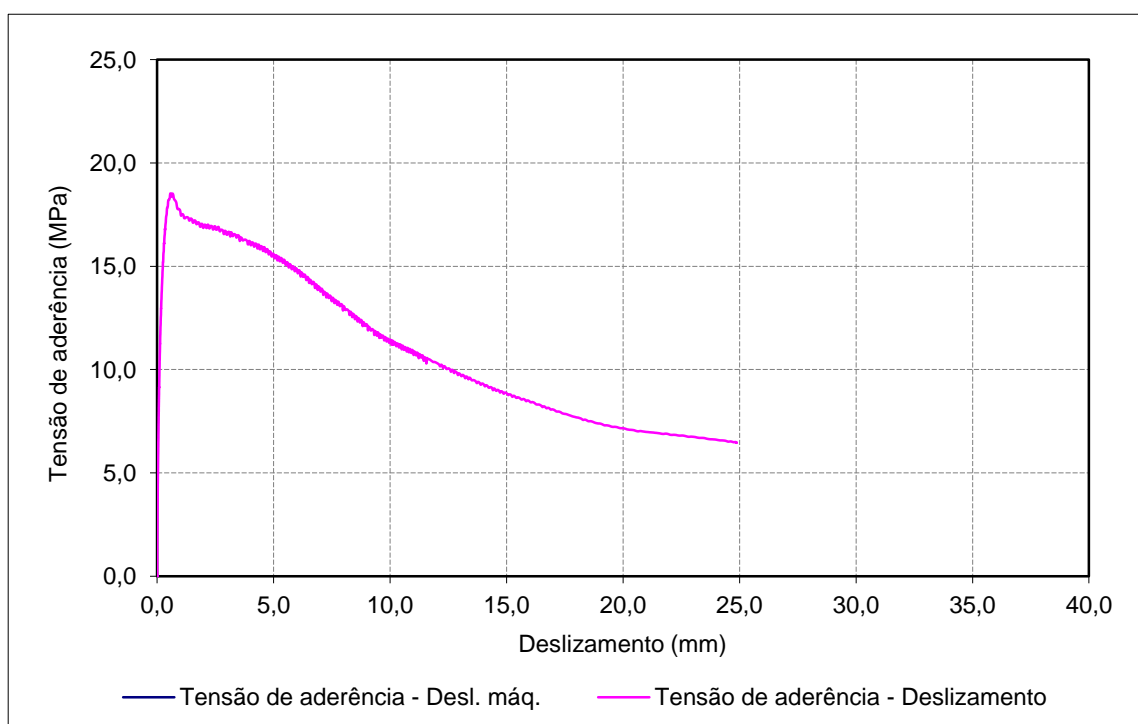
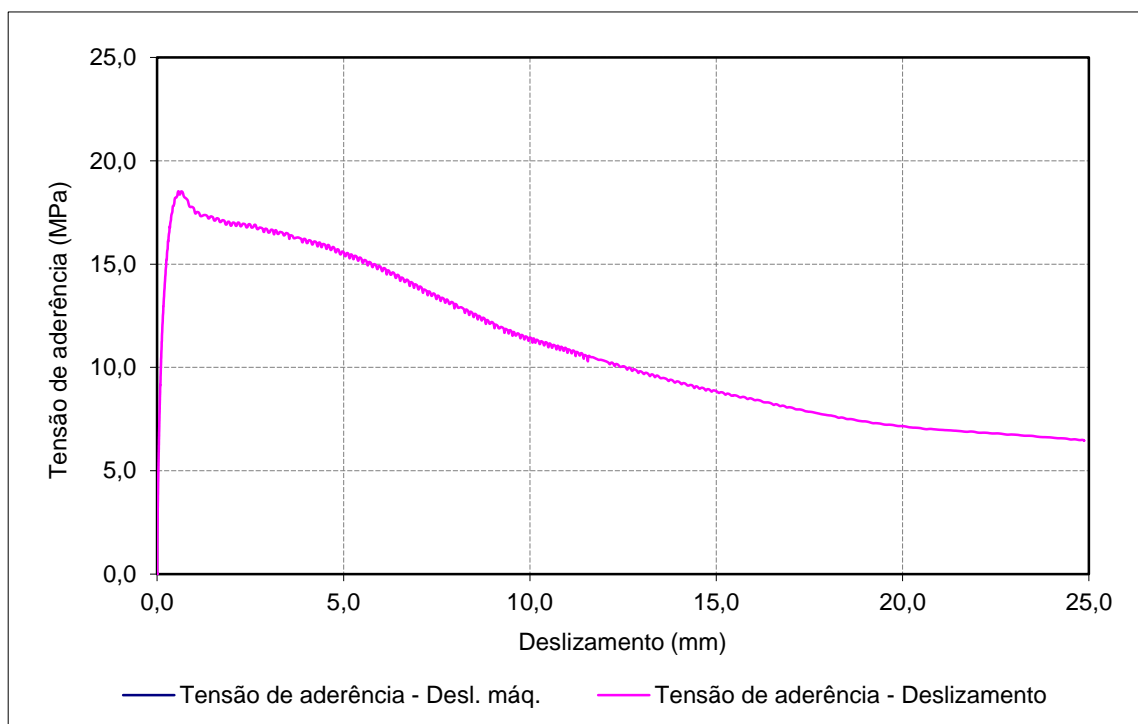
Data de ensaio: 10-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_25_10	2,56	10,11	17,63	10,10	18,52



Provete: B_C1_25_11

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

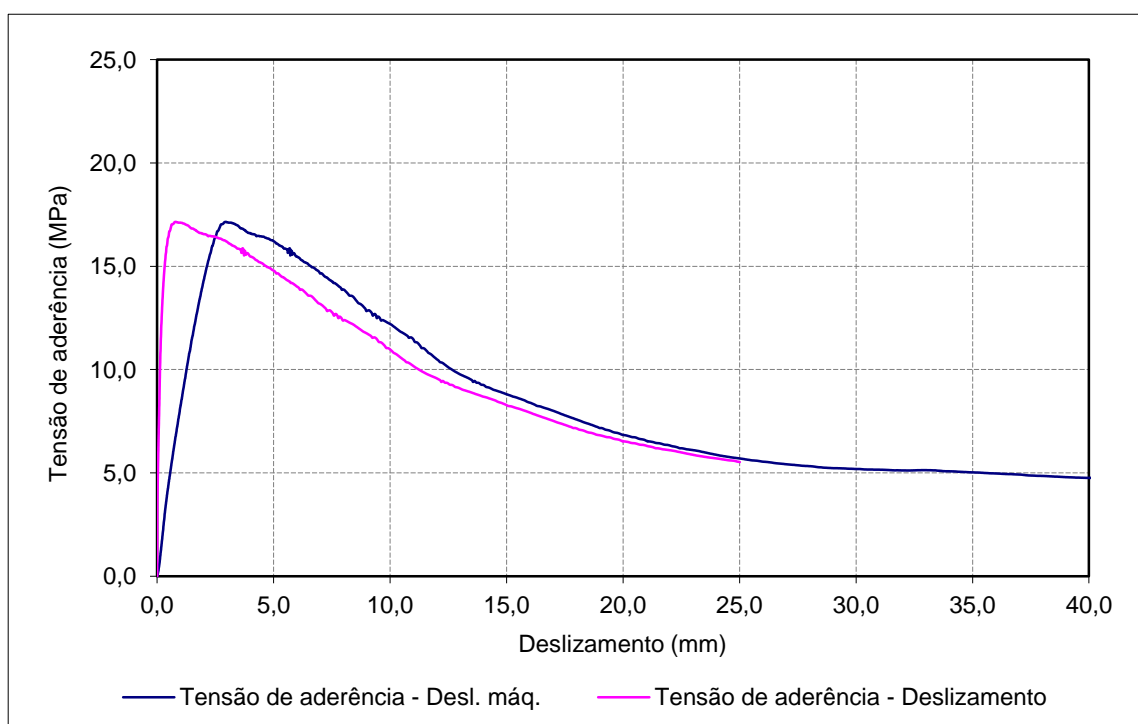
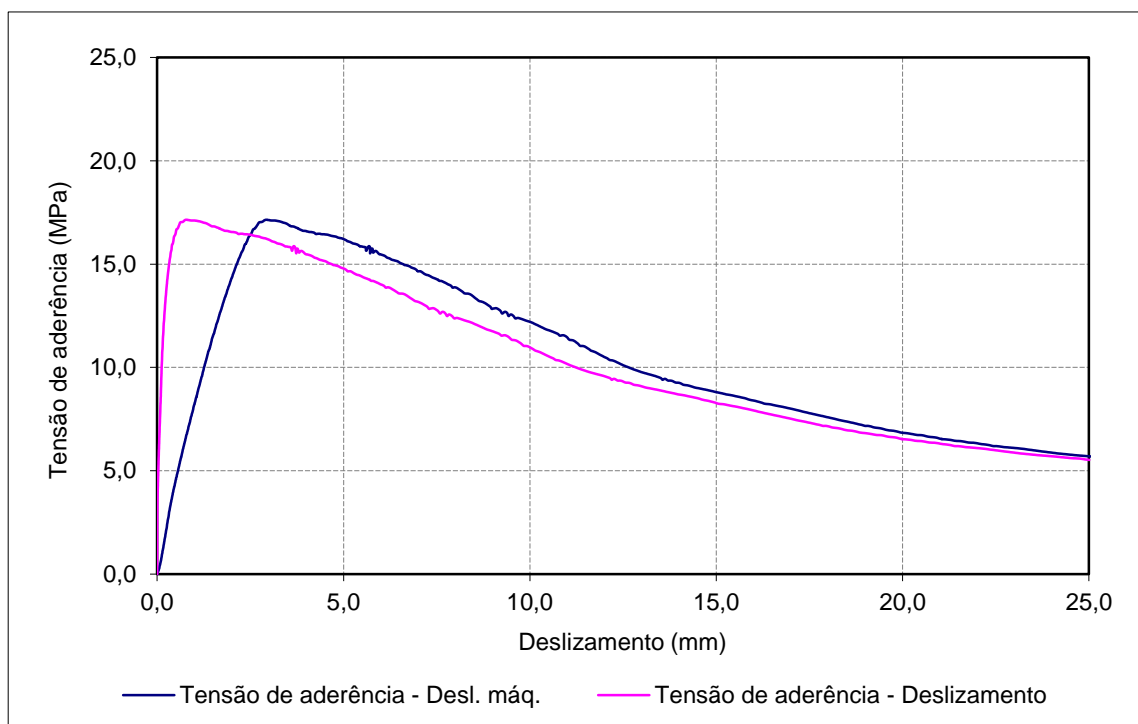
 $f_{R, média}$: 0,101

Data de ensaio: 10-04-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_25_11	3,82	8,89	17,11	9,94	17,15



Provete: B_C1_25_12

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

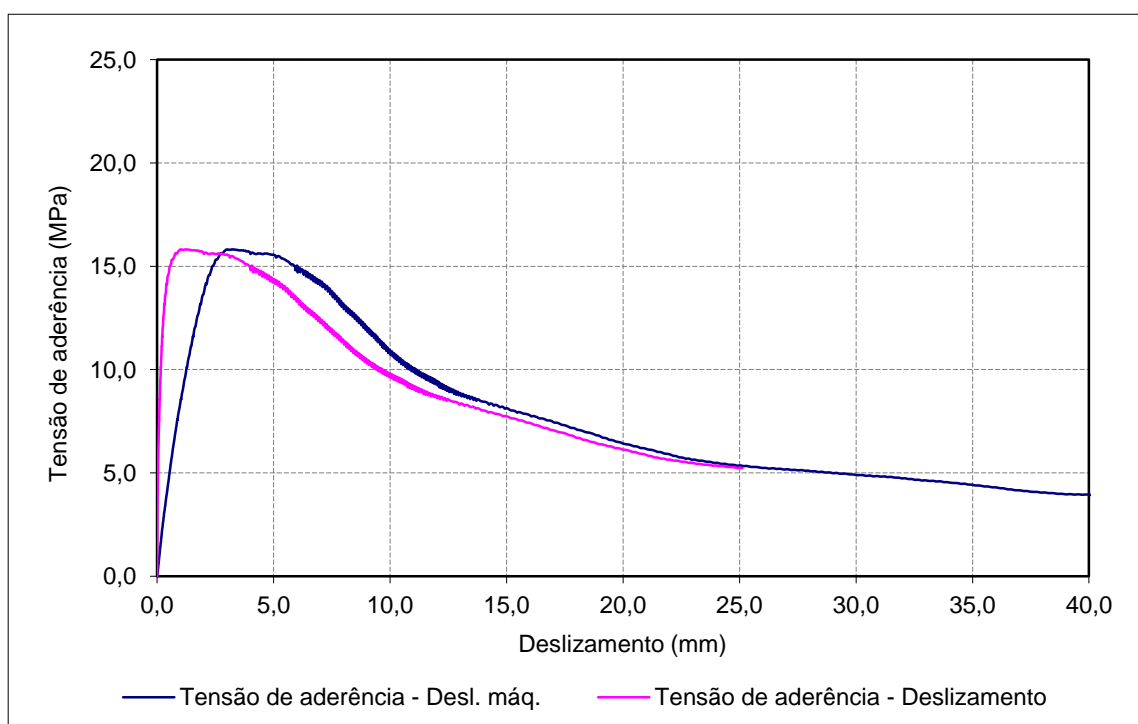
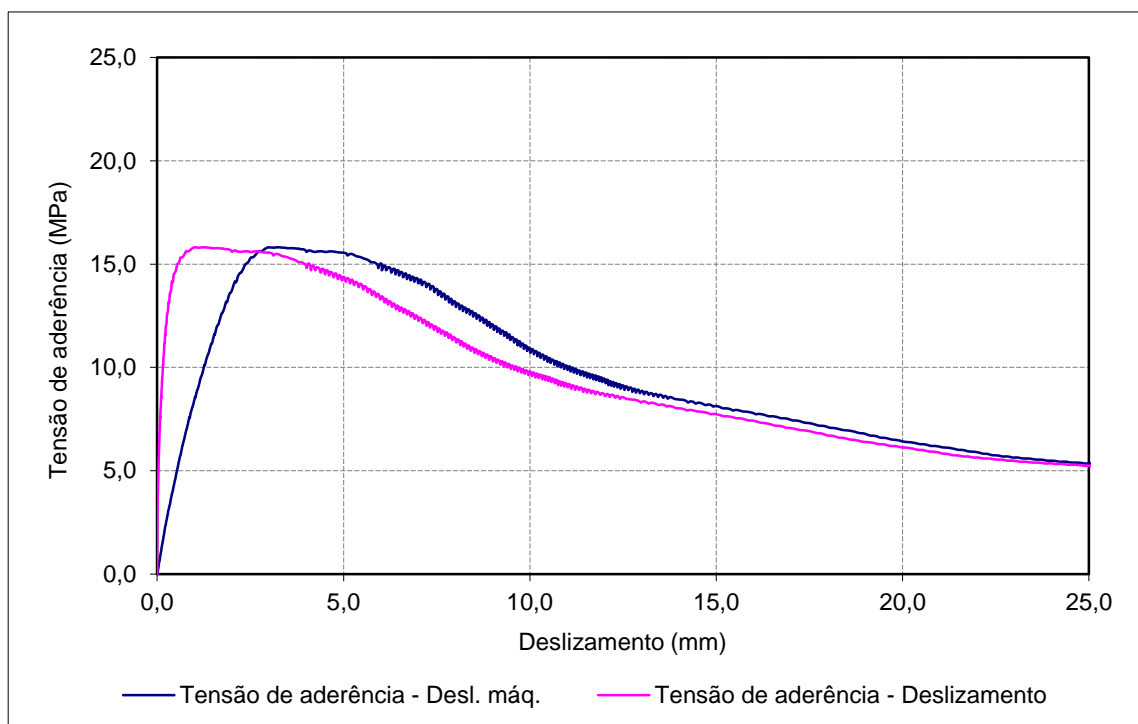
Data de ensaio: 10-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C1_25_12	3,22	8,22	15,81	9,08	15,81



Provete: AT_C1_25_1

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

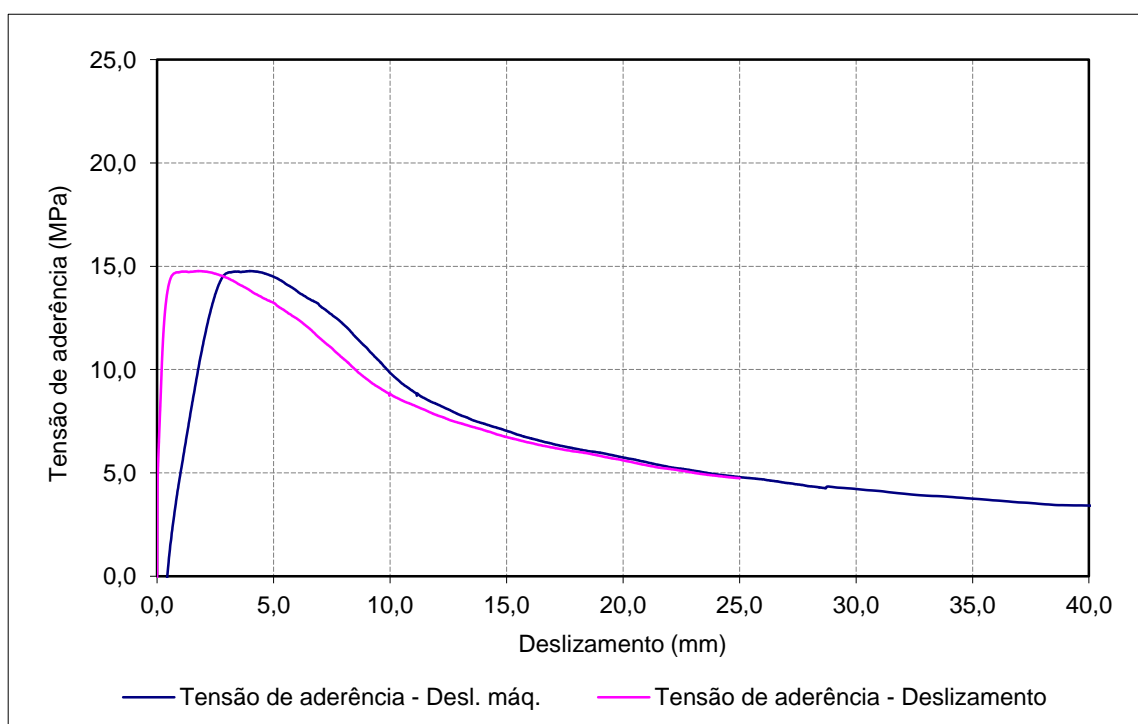
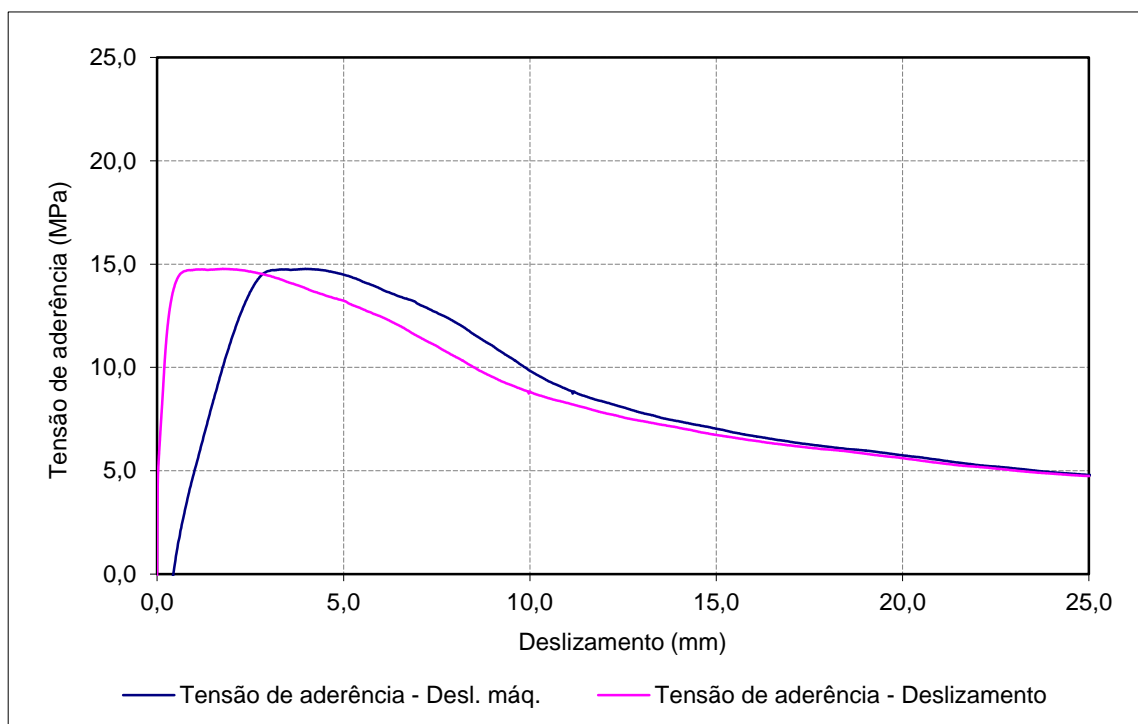
 $f_{R, média}$: 0,097

Data de ensaio: 08-09-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 46,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C1_25_1	3,63	7,27	14,72	8,54	14,77



Provete: AT_C1_25_2

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,097

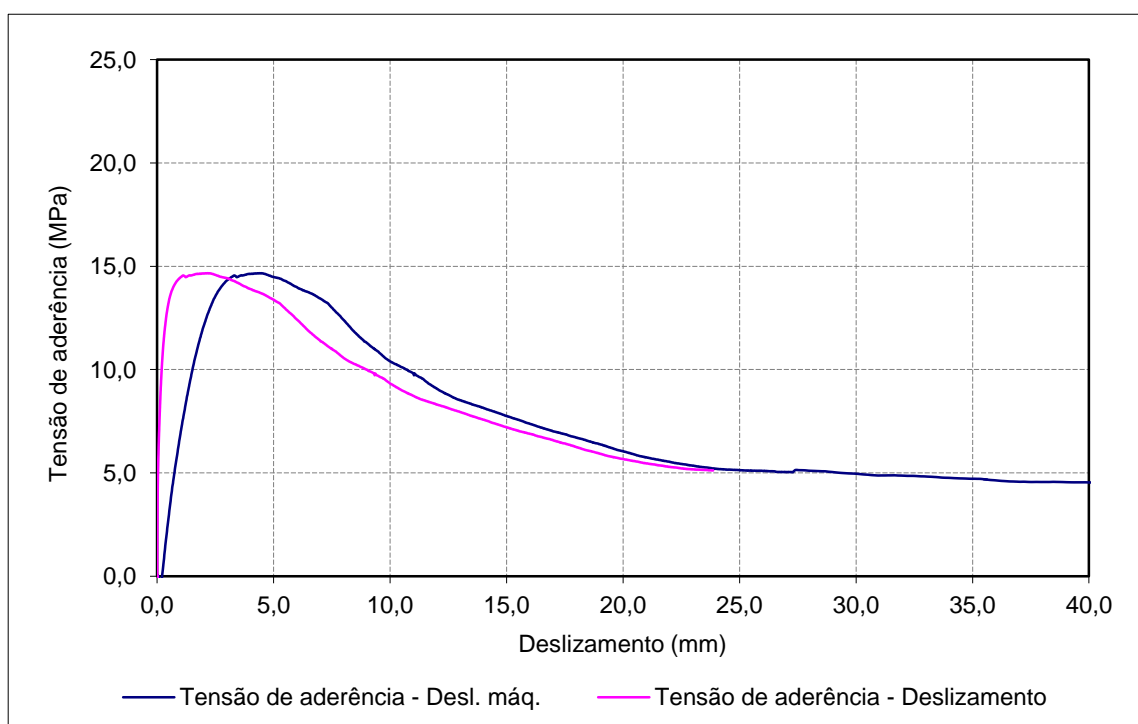
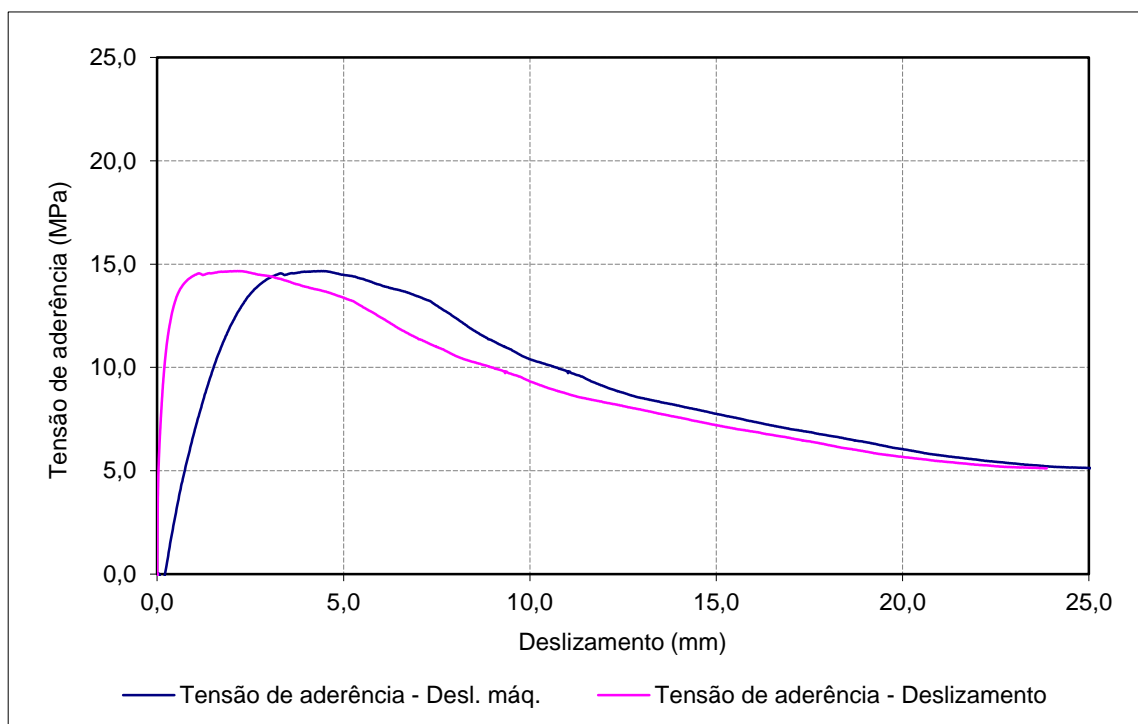
Data de ensaio: 08-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 46,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C1_25_2	2,58	7,55	14,46	8,20	14,66



Provete: AT_C1_25_3

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,097

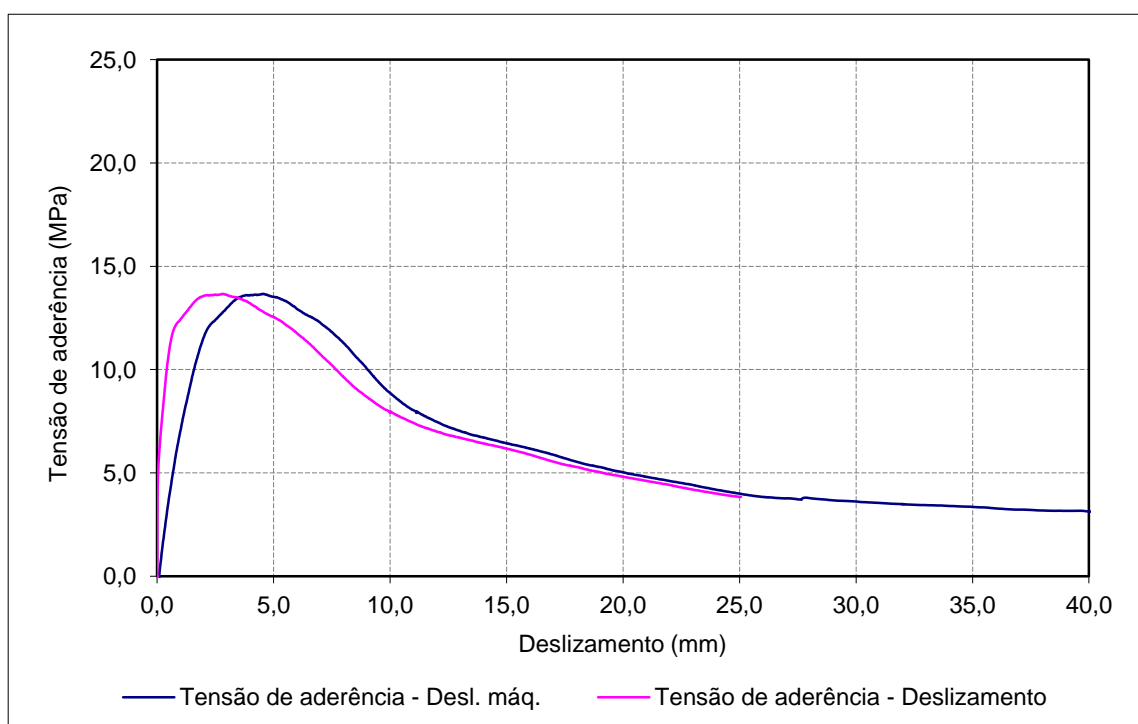
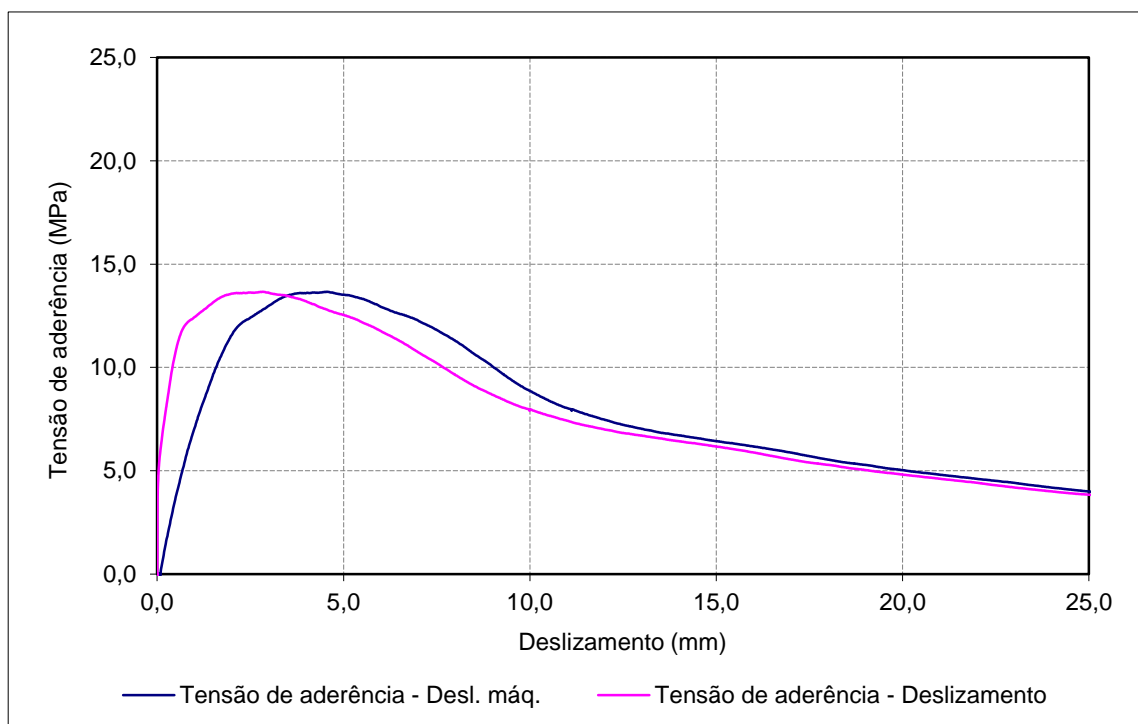
Data de ensaio: 08-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 46,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C1_25_3	3,72	6,19	12,42	7,44	13,66



Provete: BT_C1_25_1

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

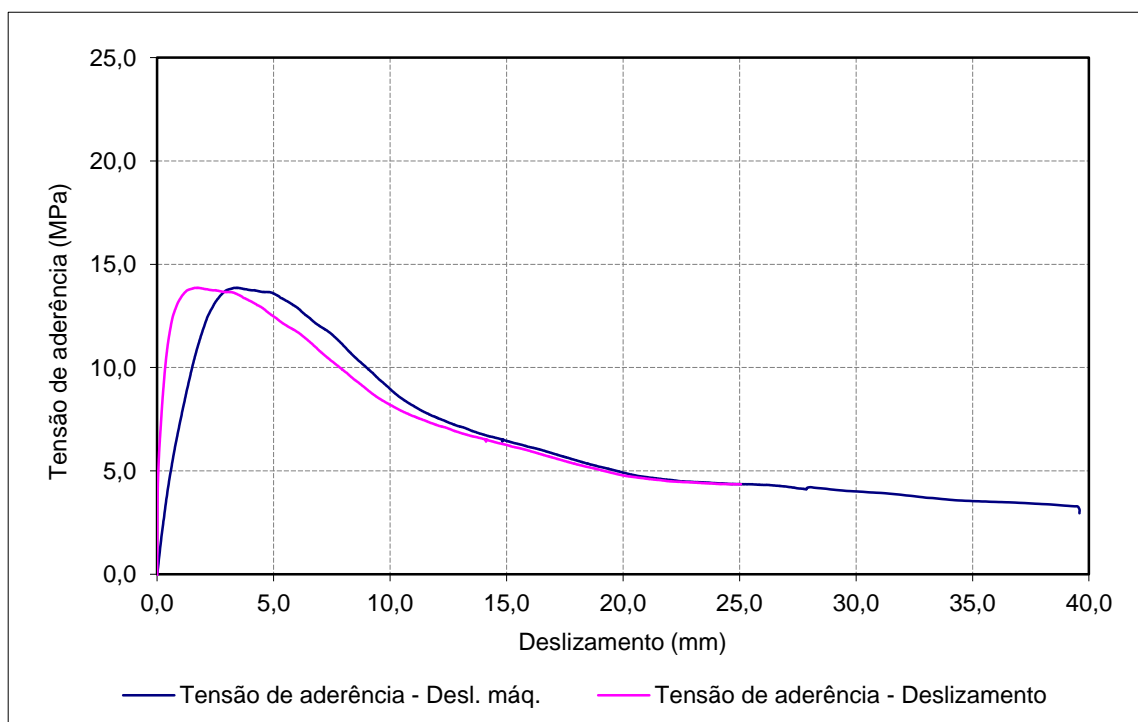
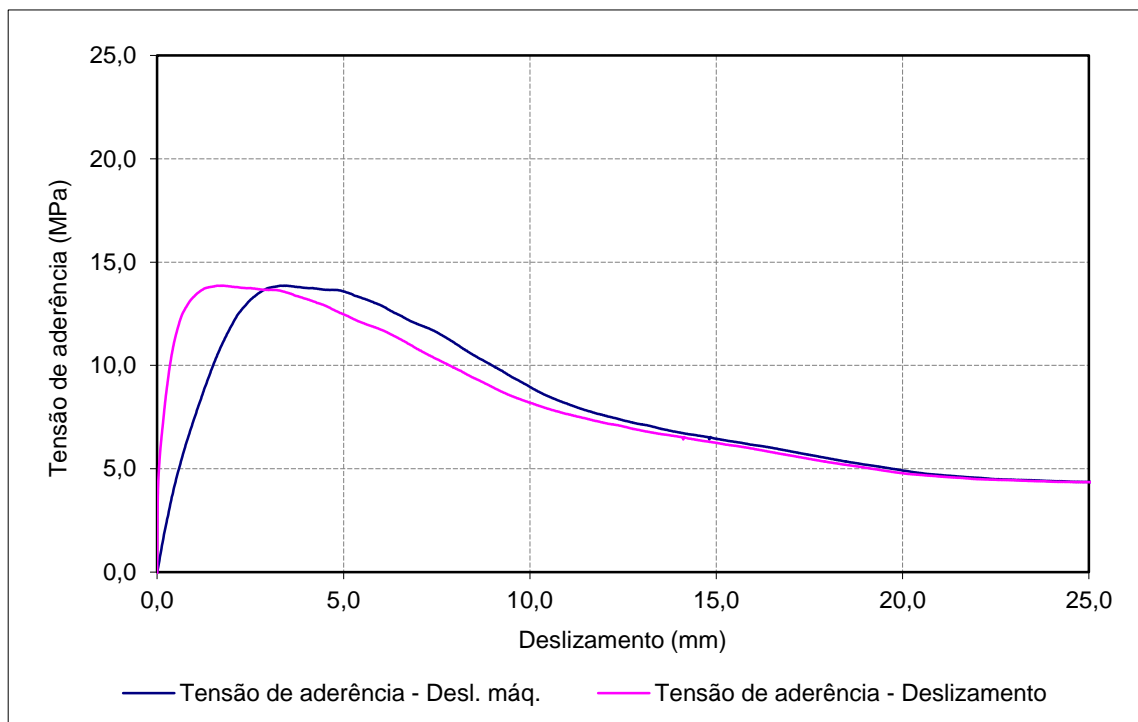
Data de ensaio: 08-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 46,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C1_25_1	3,05	6,22	13,35	7,54	13,86



Provete: BT_C1_25_2

Data de ensaio: 08-09-2011

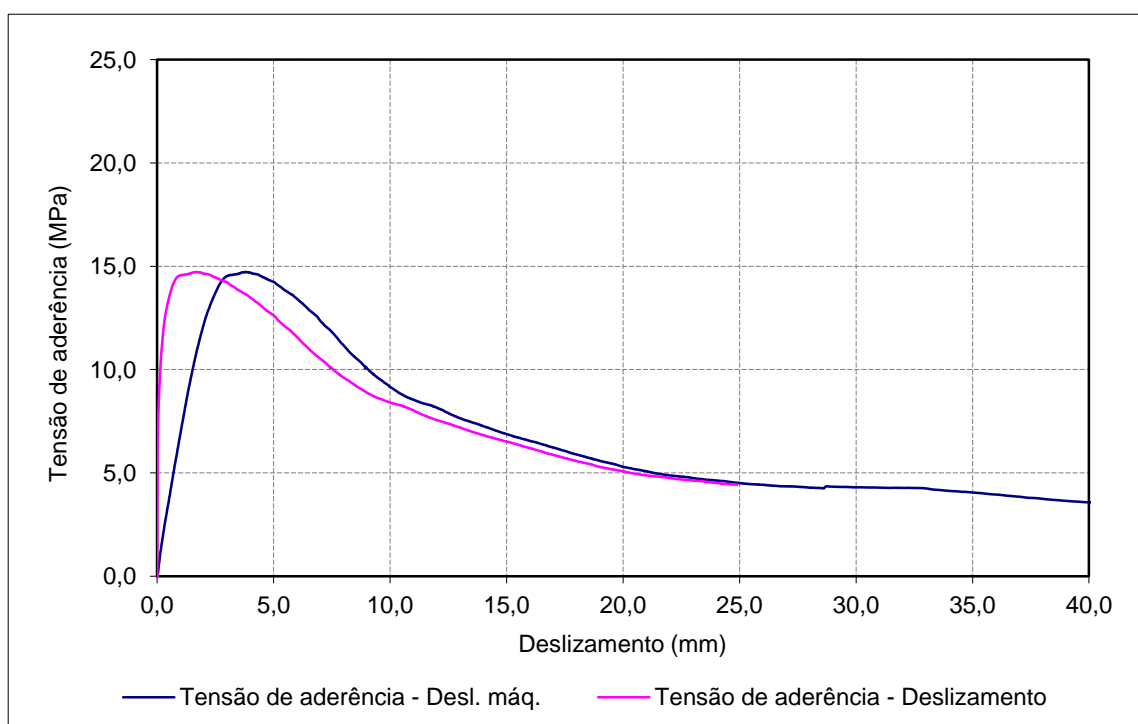
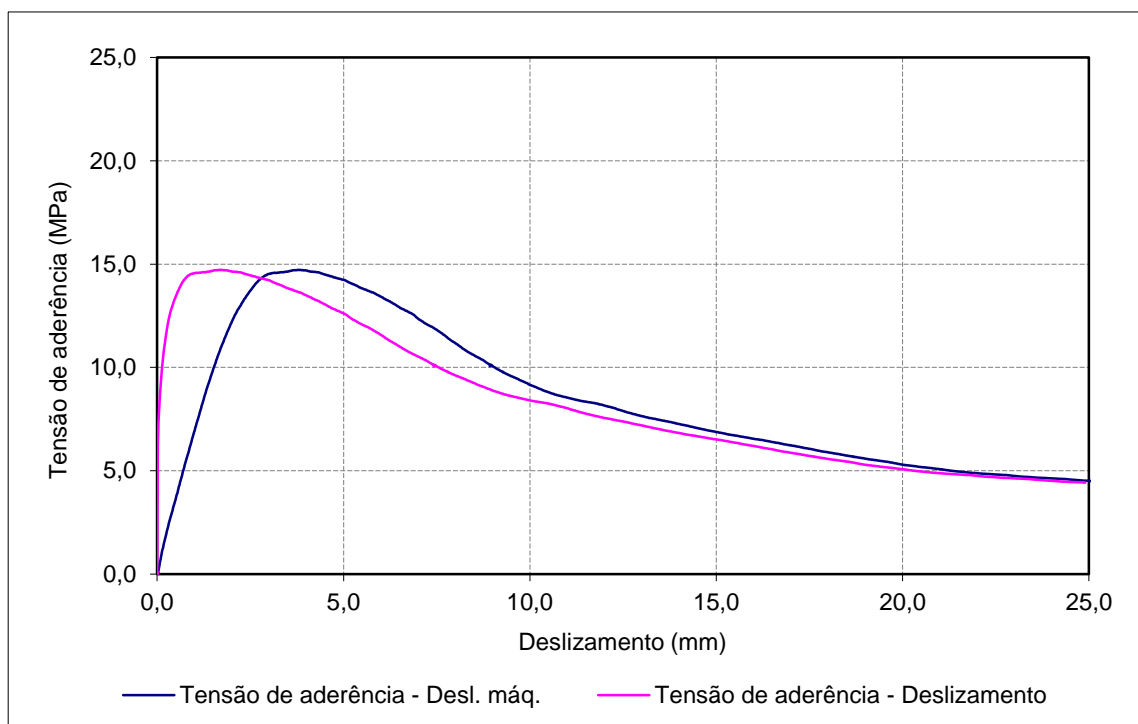
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C30/37

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 45,0 $f_{R, média}$: 0,101 f_c (MPa): 46,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C1_25_2	4,32	9,29	14,56	9,39	14,73



Provete: BT_C1_25_3

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

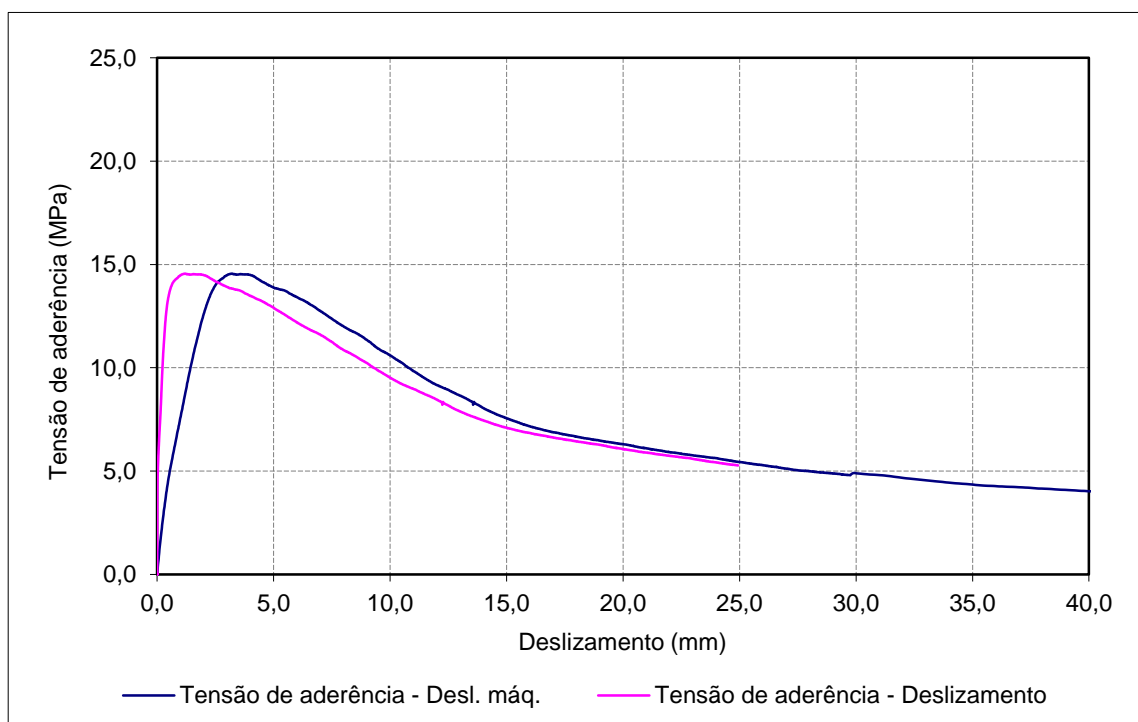
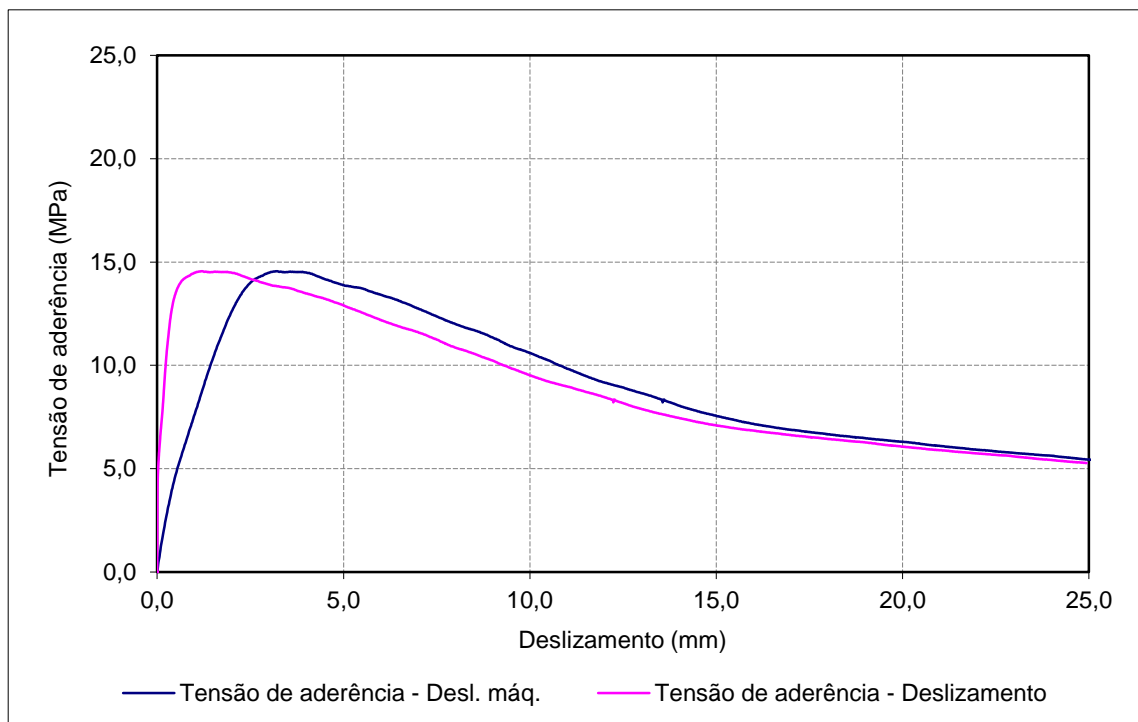
Data de ensaio: 08-09-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 46,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C1_25_3	4,22	6,87	14,47	8,52	14,55



Provete: A_C2_16_1

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

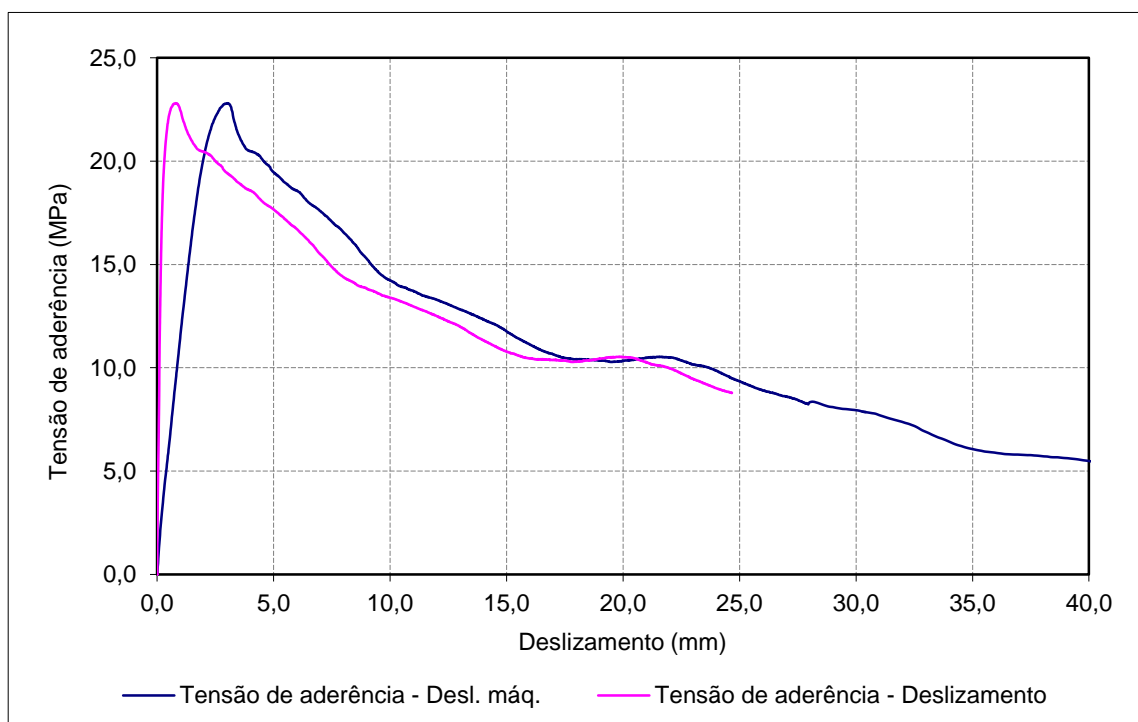
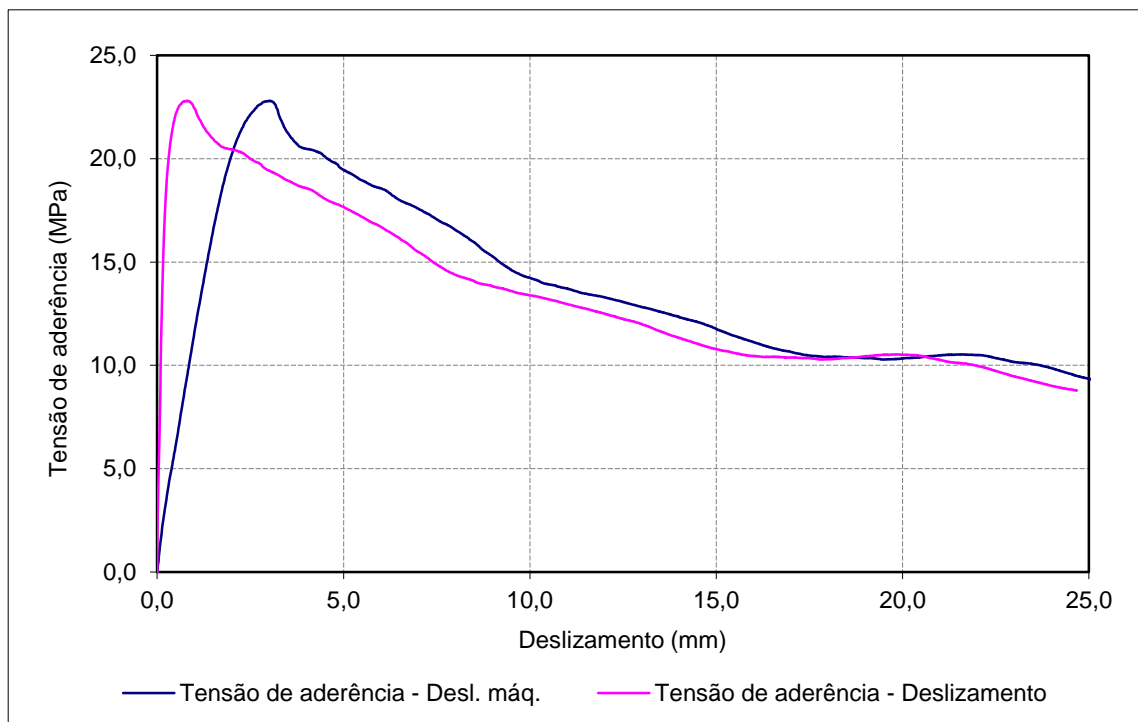
 $f_{R, \text{média}}$: 0,081

Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
A_C2_16_1	2,32	10,80	22,45	11,85	22,80



Provete: A_C2_16_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

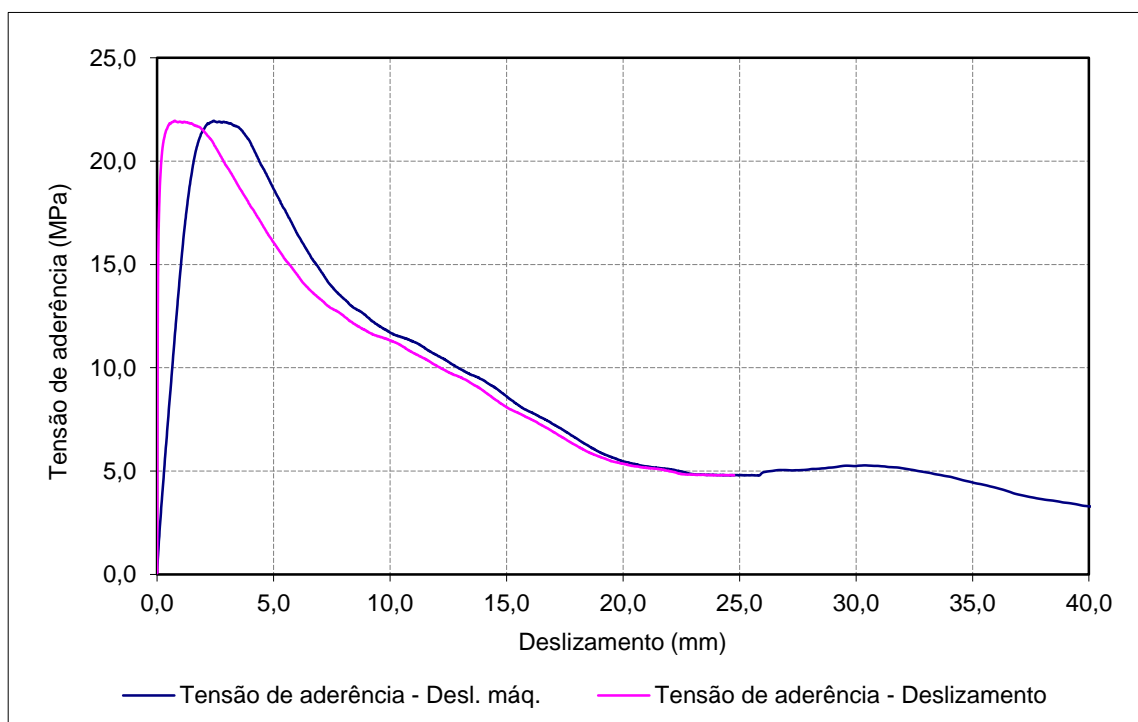
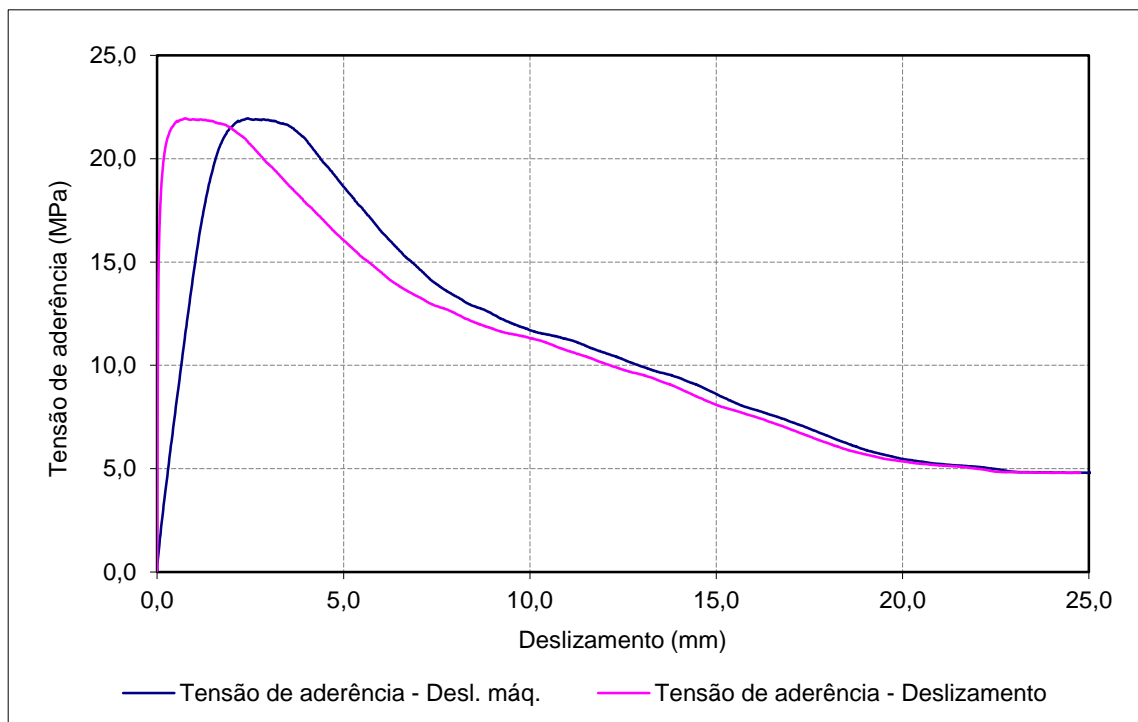
Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C2_16_2	7,53	18,30	21,90	15,91	21,95



Provete: A_C2_16_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

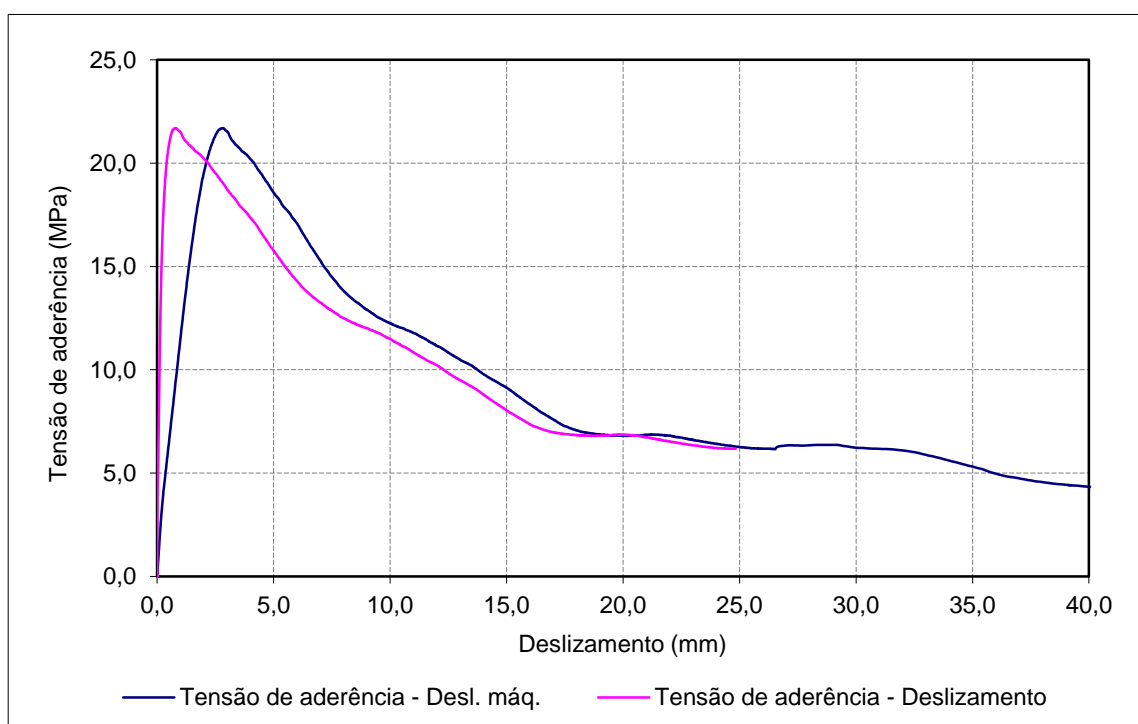
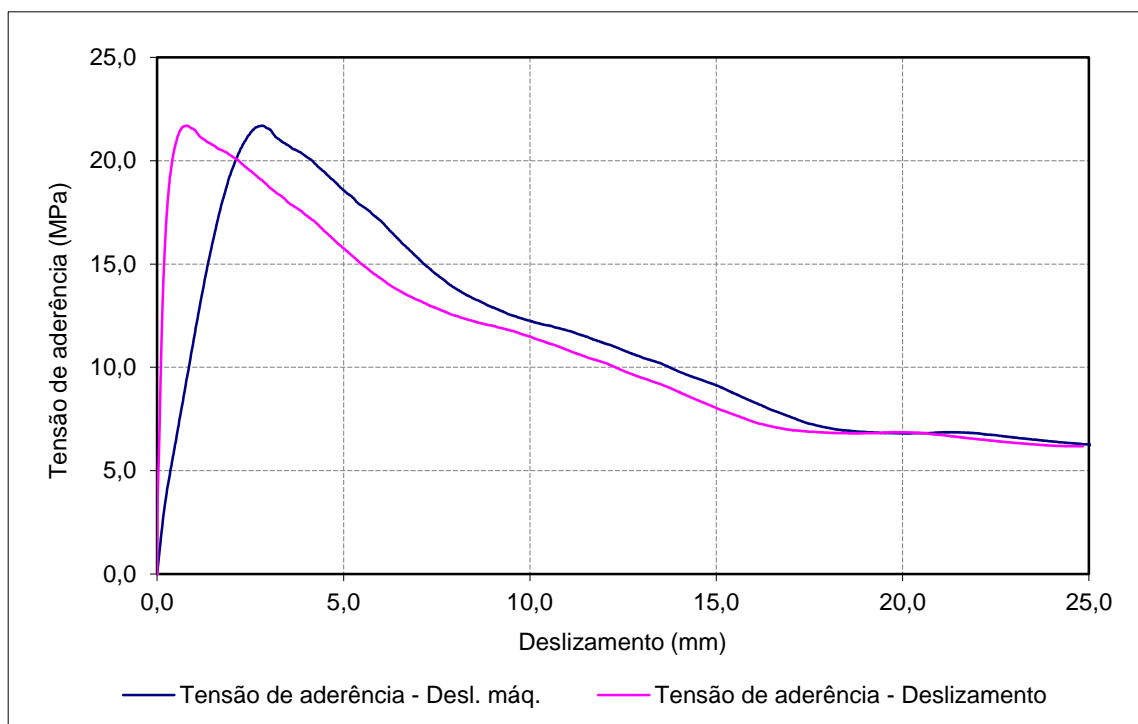
 $f_{R, \text{média}}$: 0,081

Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,7

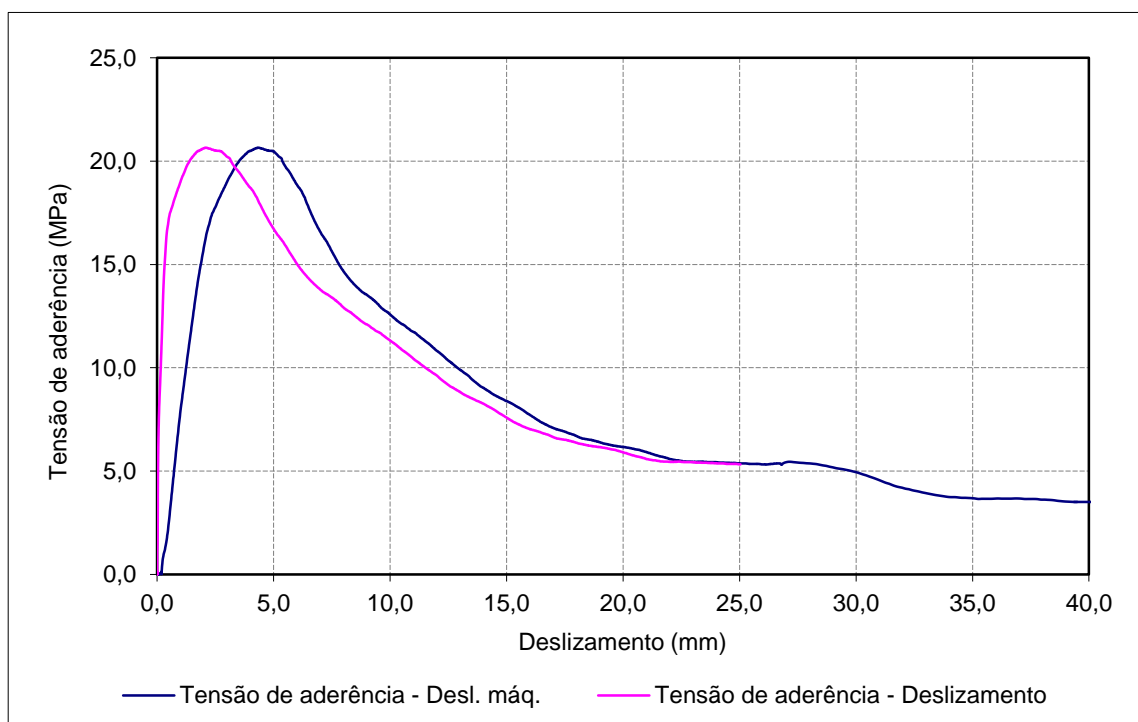
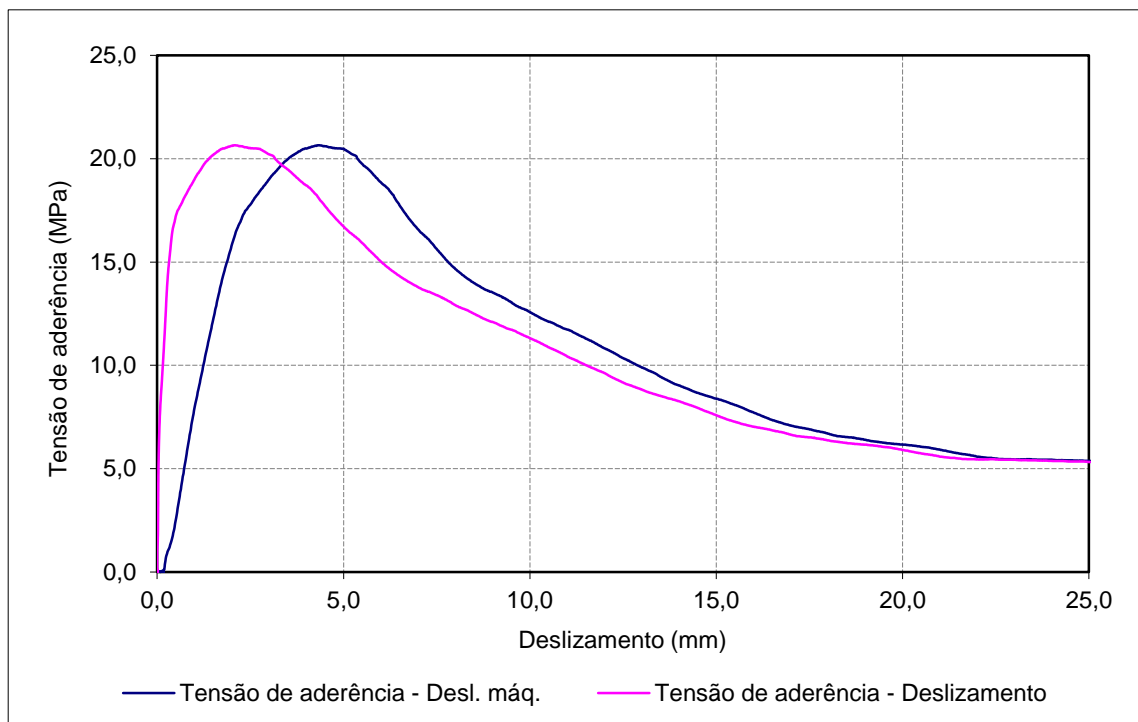
Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
A_C2_16_3	3,58	10,02	21,50	11,70	21,69



Provete: B_C2_16_1
Aço: A500NR SD
d (mm): 16
f_{R, média}: 0,099

Data de ensaio: 09-09-2011
Betão: C50/60
f_{cm} (MPa): 68,0
f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C2_16_1	1,30	8,56	18,98	9,61	20,65



Provete: B_C2_16_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

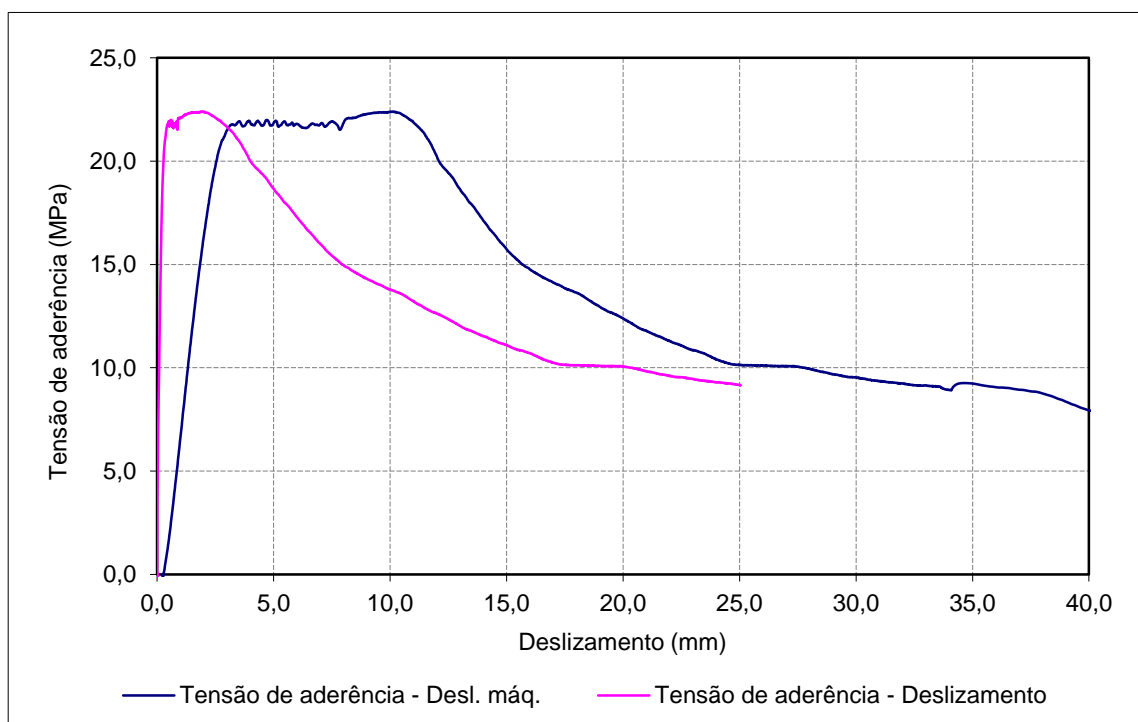
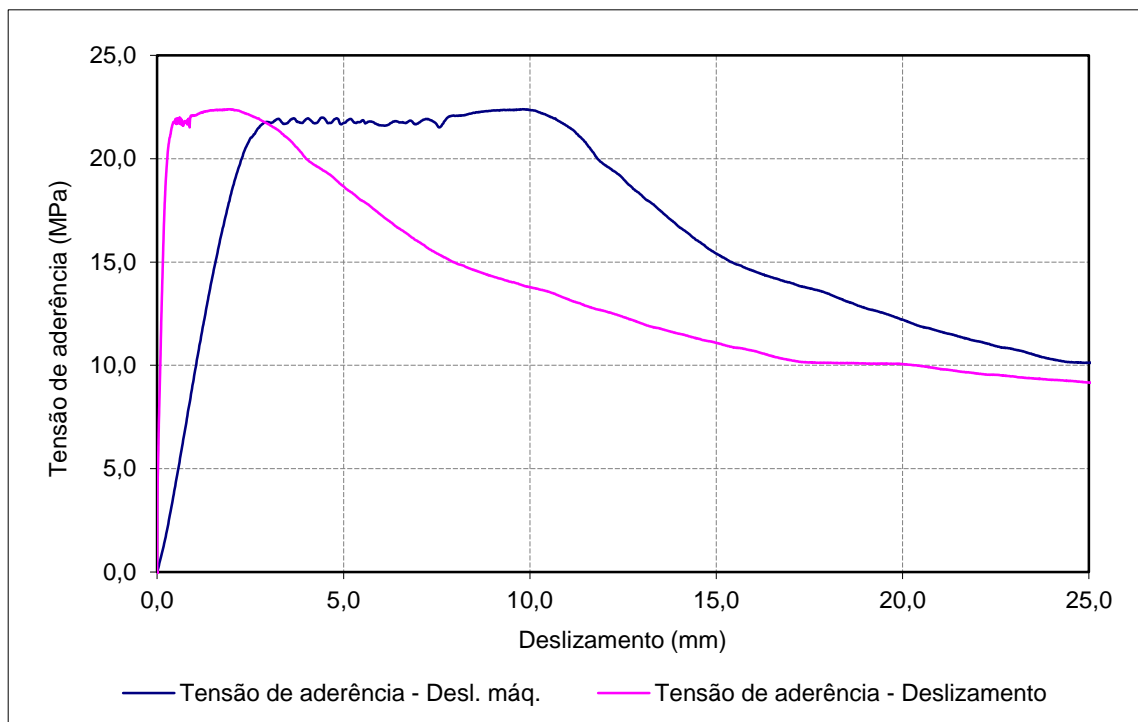
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 09-09-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C2_16_2	4,04	11,38	22,11	12,51	22,39



Provete: B_C2_16_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,099

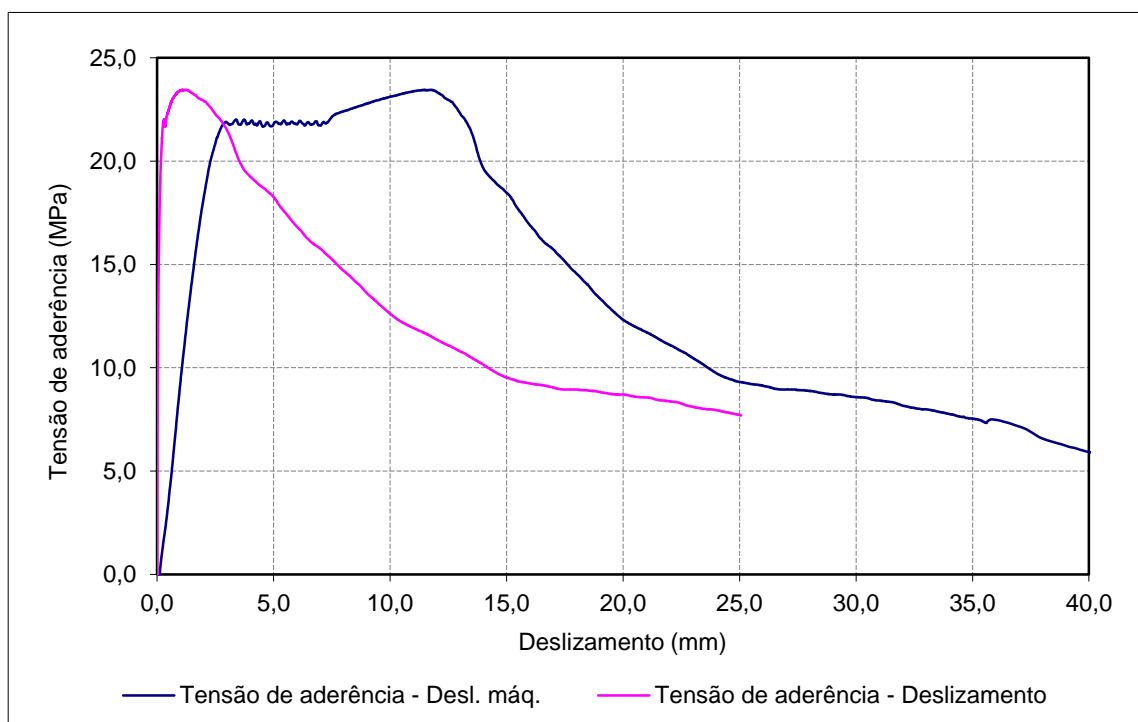
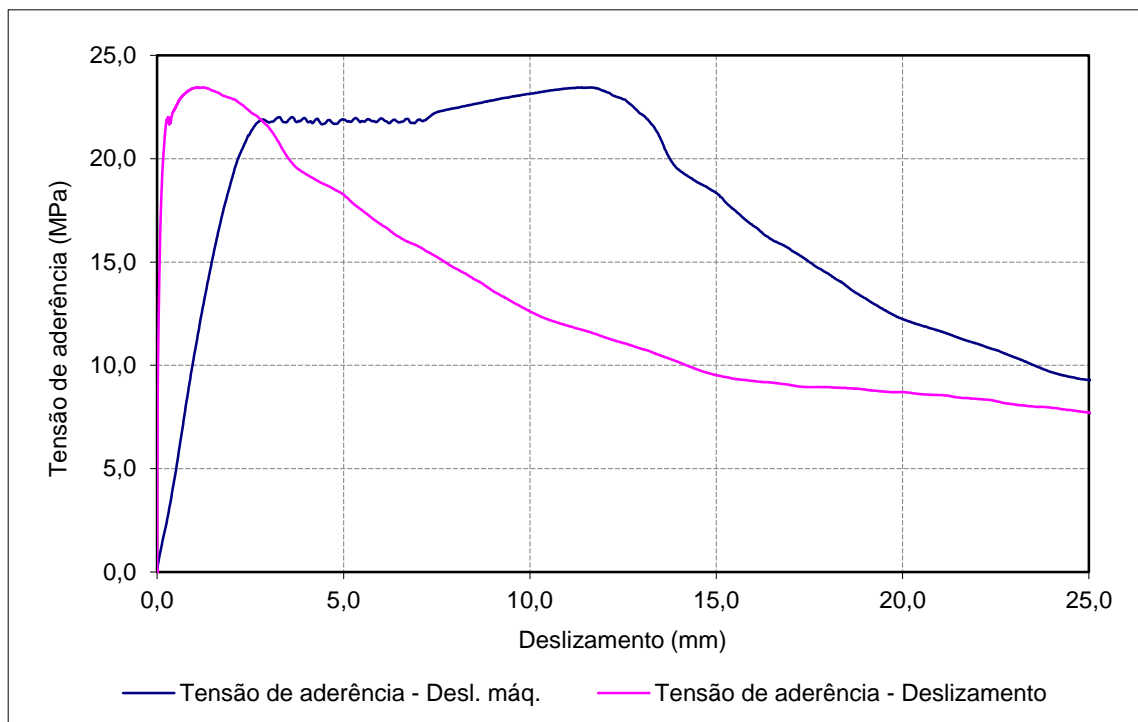
Data de ensaio: 09-09-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C2_16_3	7,81	17,56	23,42	16,26	23,45



Provete: AT_C2_16_1

Data de ensaio: 04-08-2011

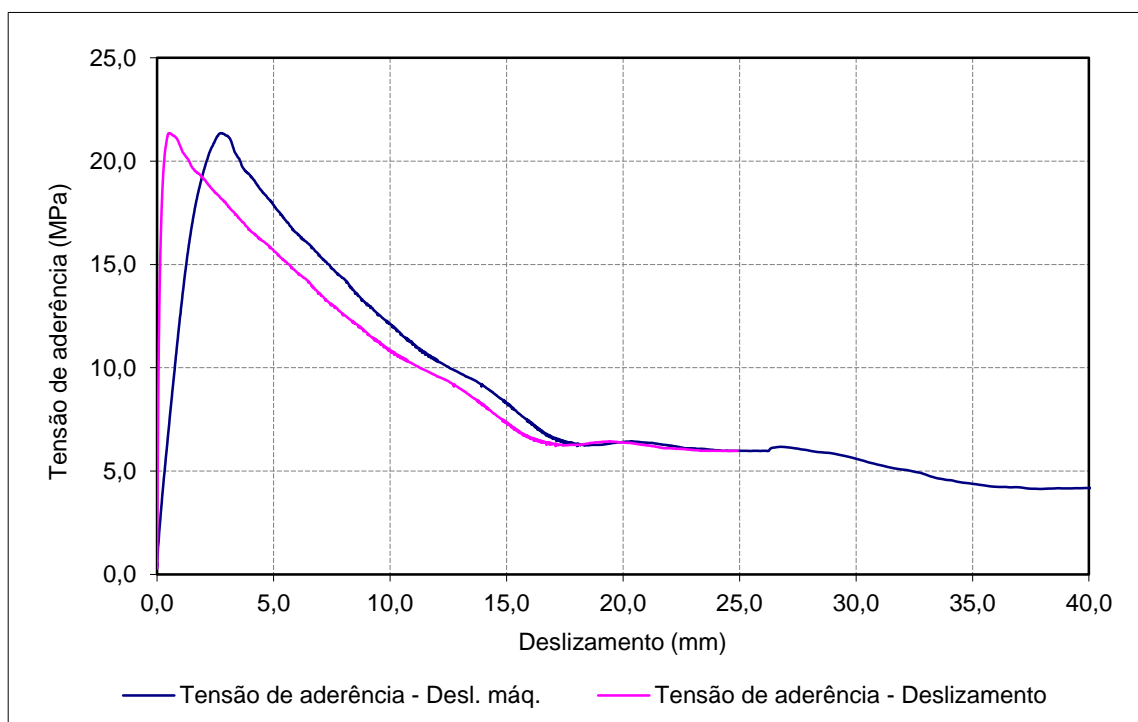
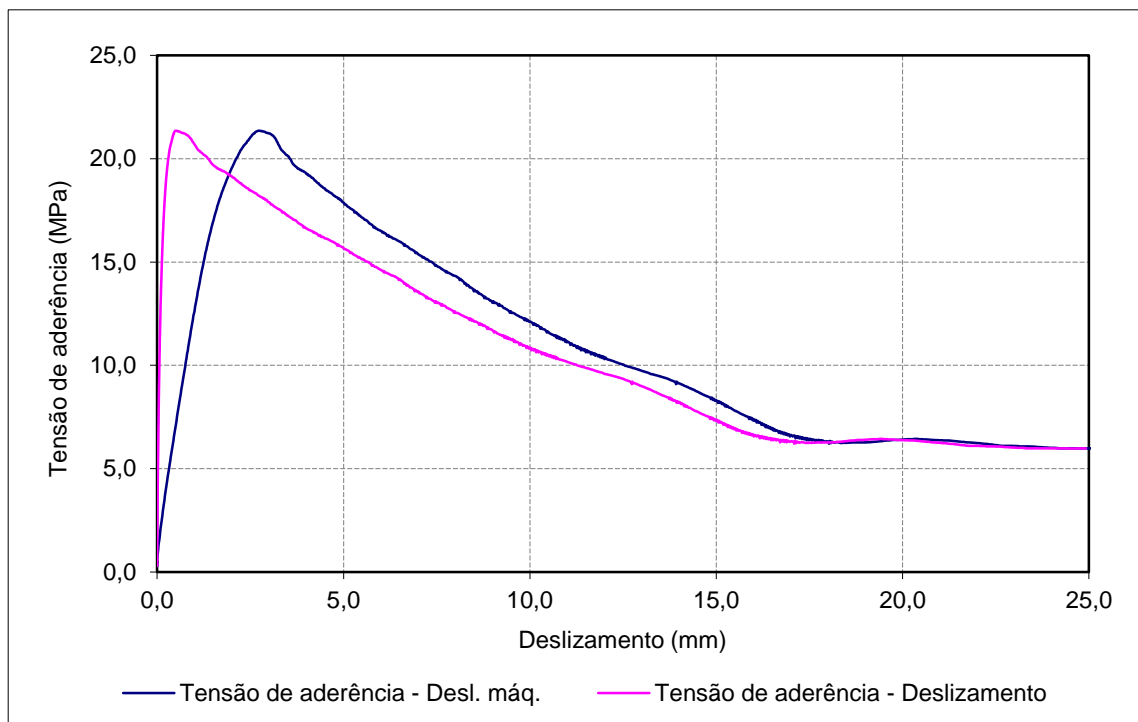
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,080 f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C2_16_1	3,48	13,53	20,73	12,58	21,35



Provete: AT_C2_16_2

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

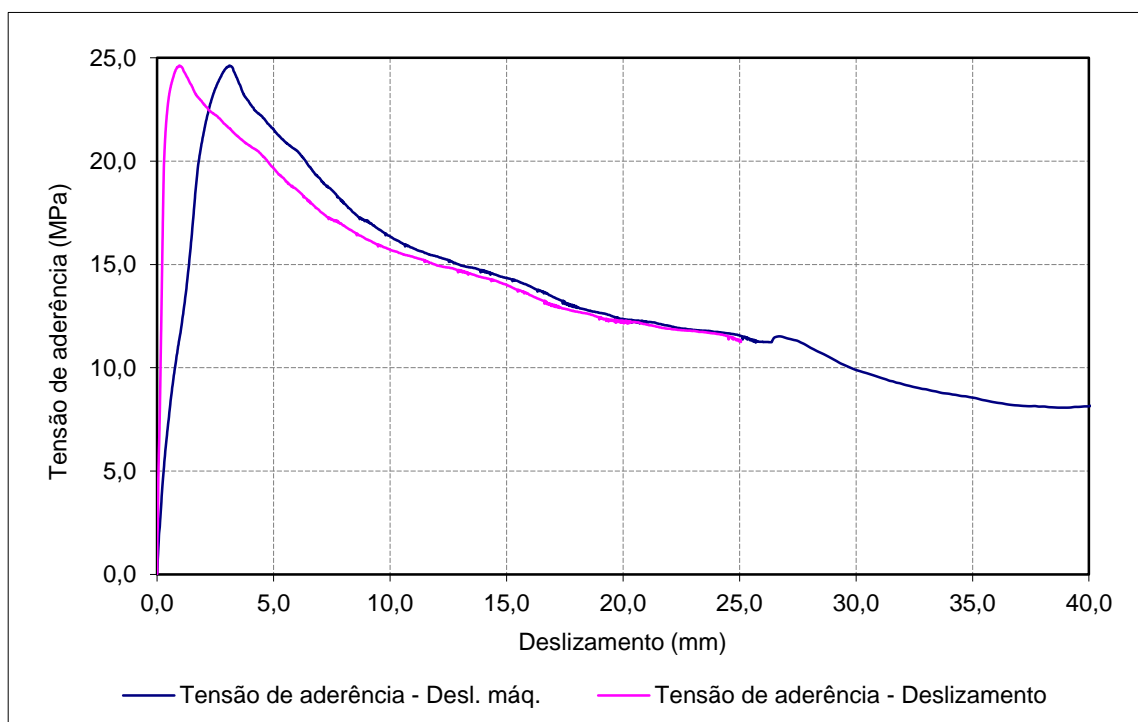
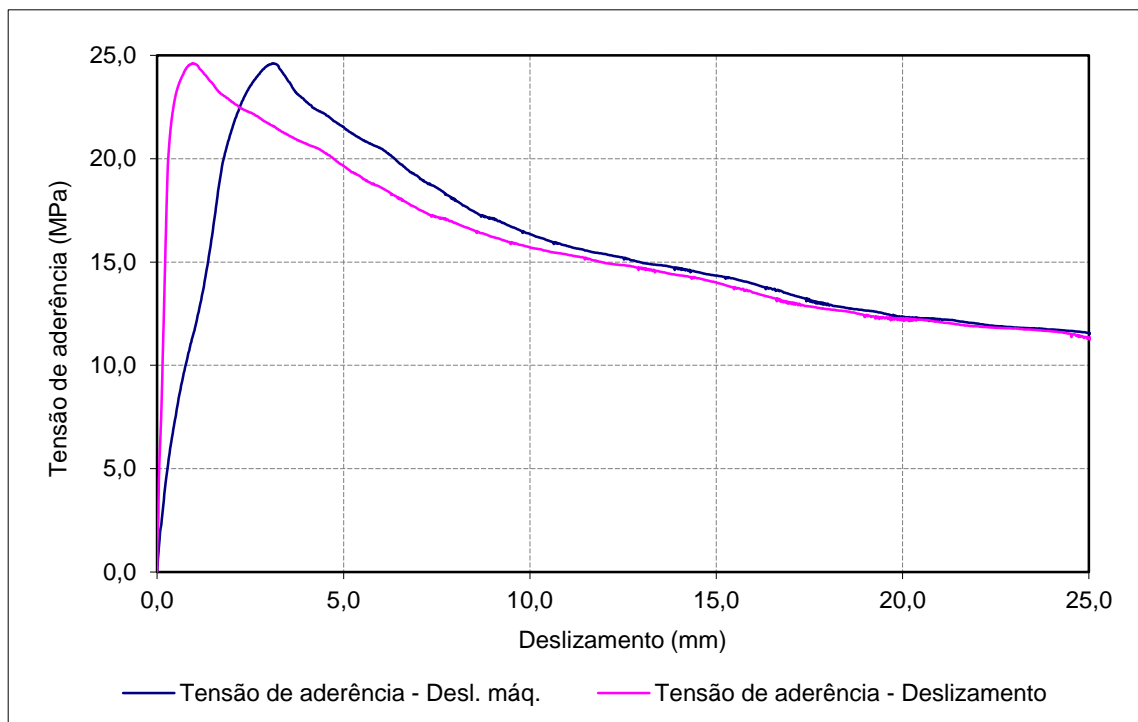
Data de ensaio: 04-08-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C2_16_2	1,89	7,20	24,59	11,23	24,61



Provete: AT_C2_16_3

Data de ensaio: 04-08-2011

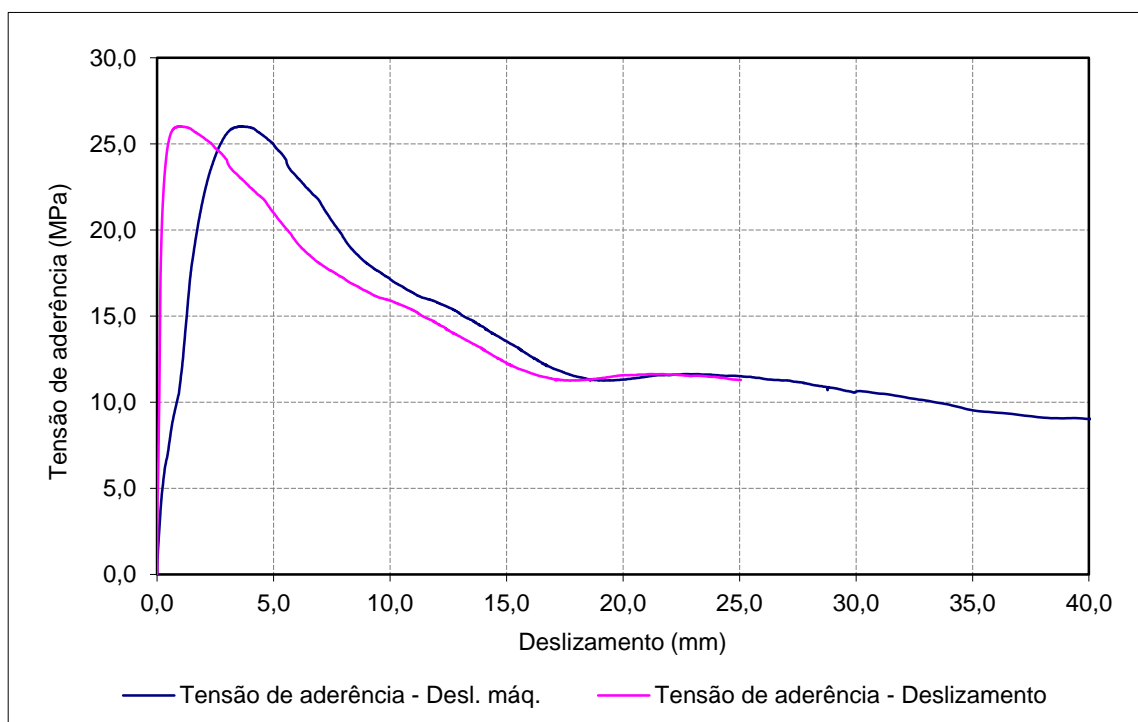
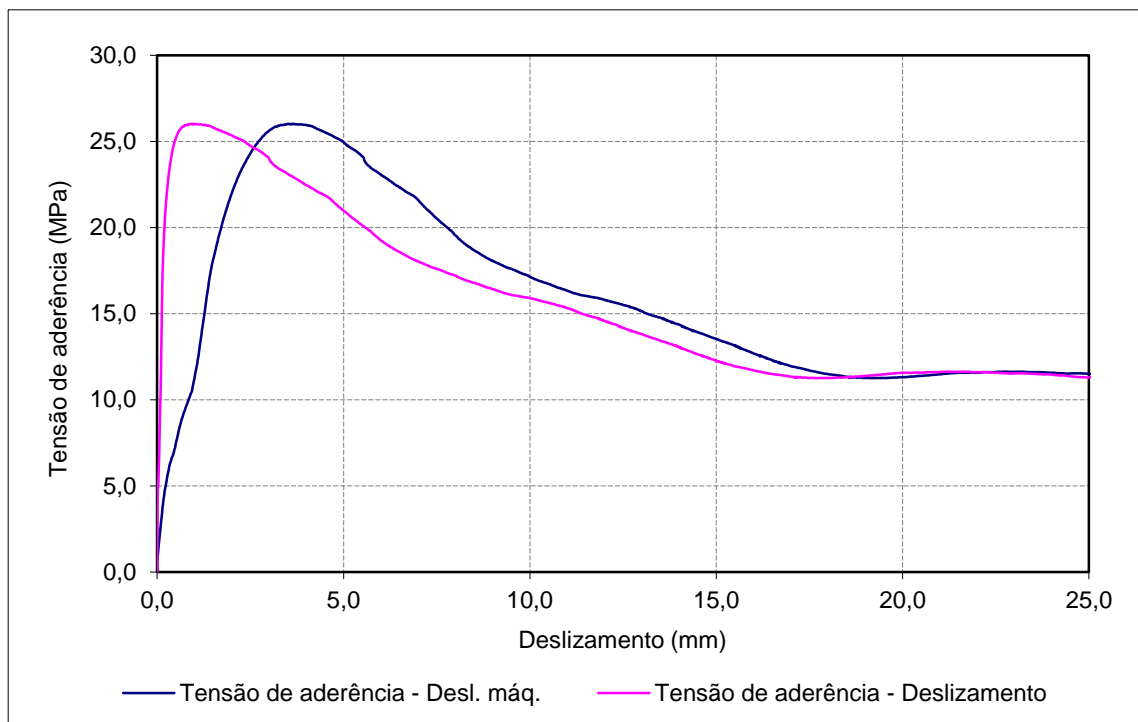
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,080 f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C2_16_3	4,22	11,63	26,02	13,96	26,02



Provete: BT_C2_16_1

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

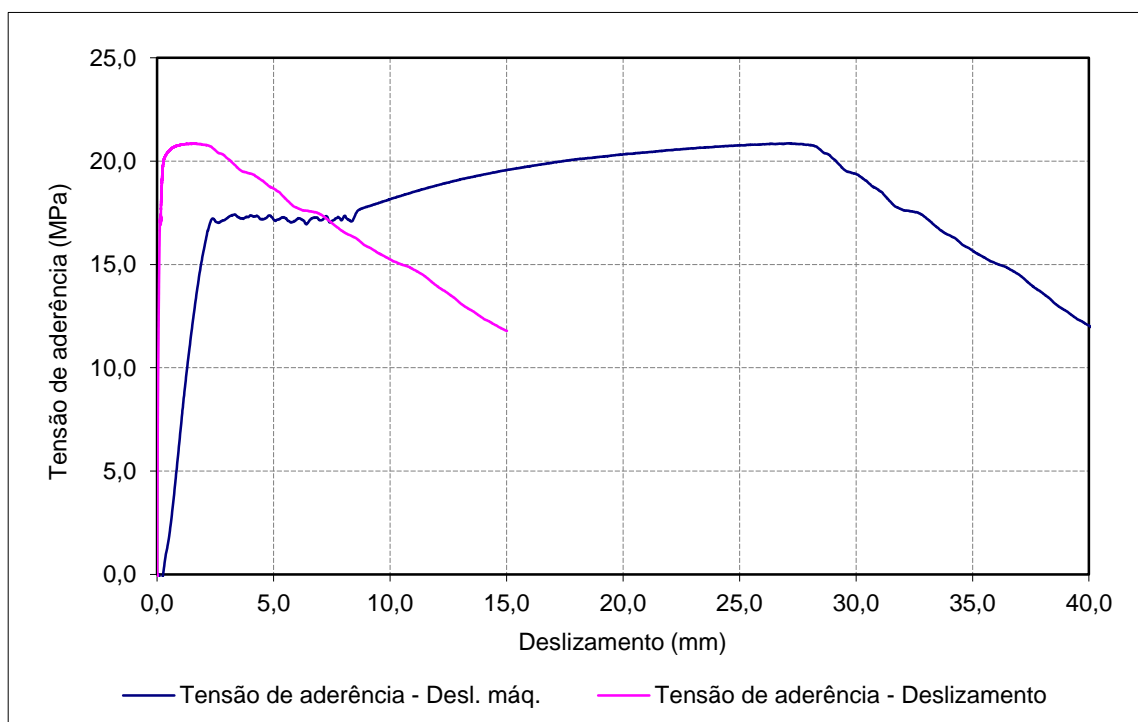
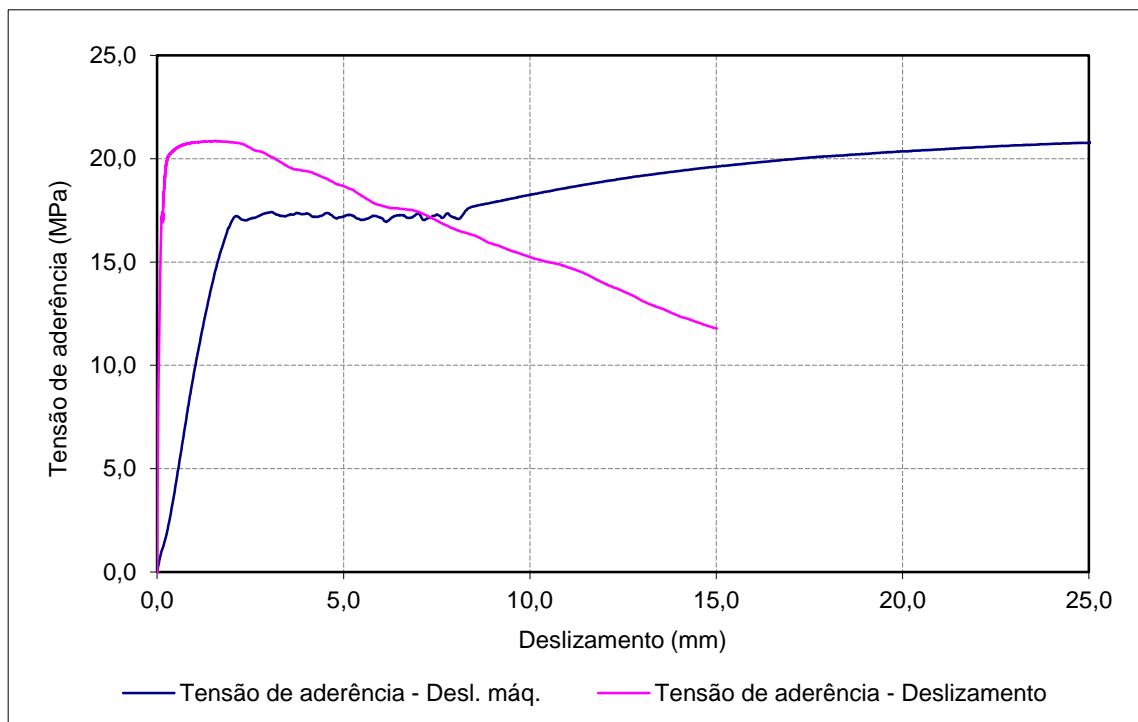
Data de ensaio: 09-09-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C2_16_1	4,38	16,05	20,79	13,74	20,86



Provete: BT_C2_16_2

Data de ensaio: 09-09-2011

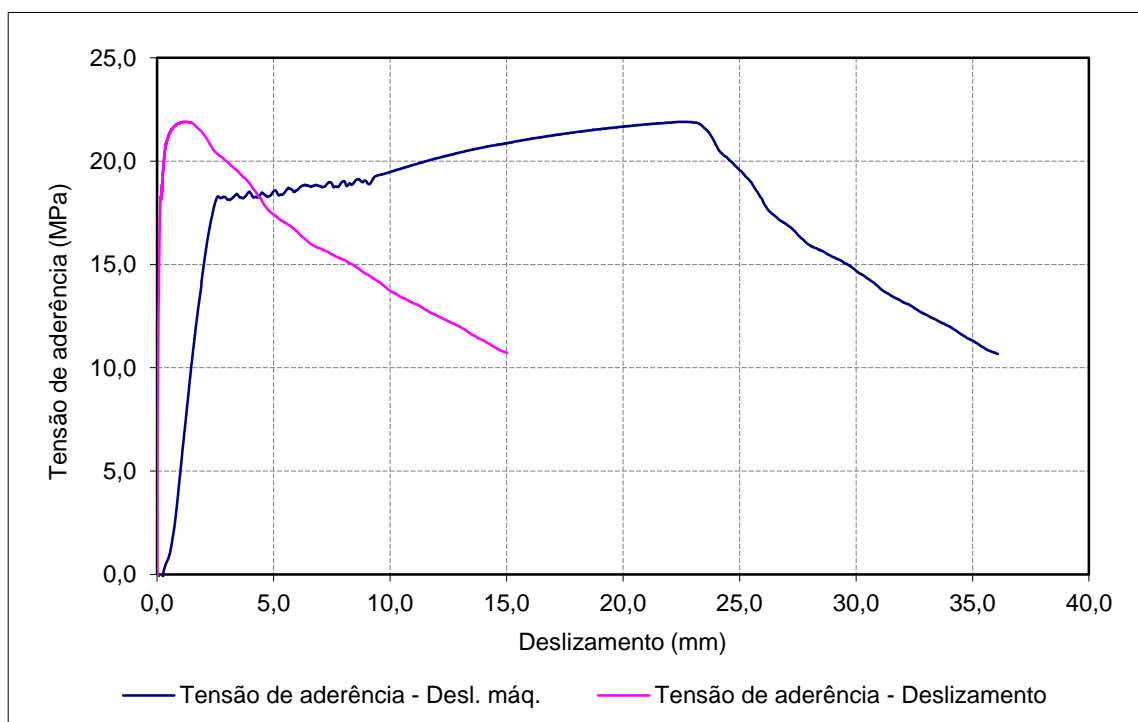
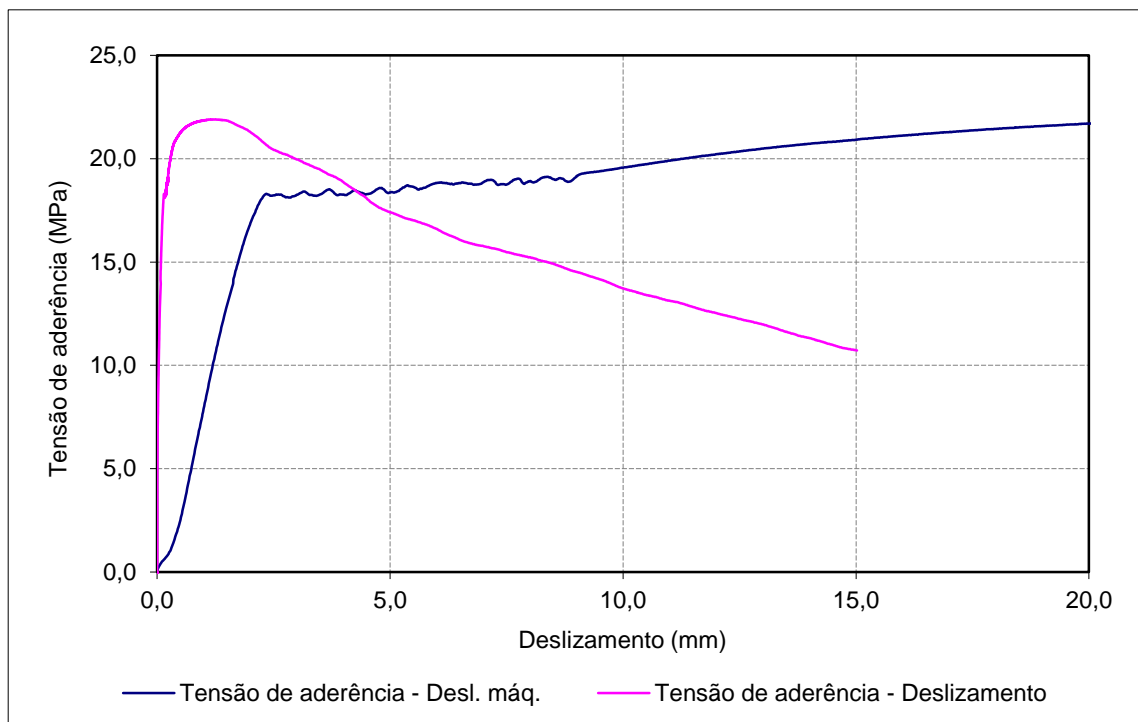
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,098 f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C2_16_2	6,84	16,38	21,86	15,02	21,91



Provete: BT_C2_16_3

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

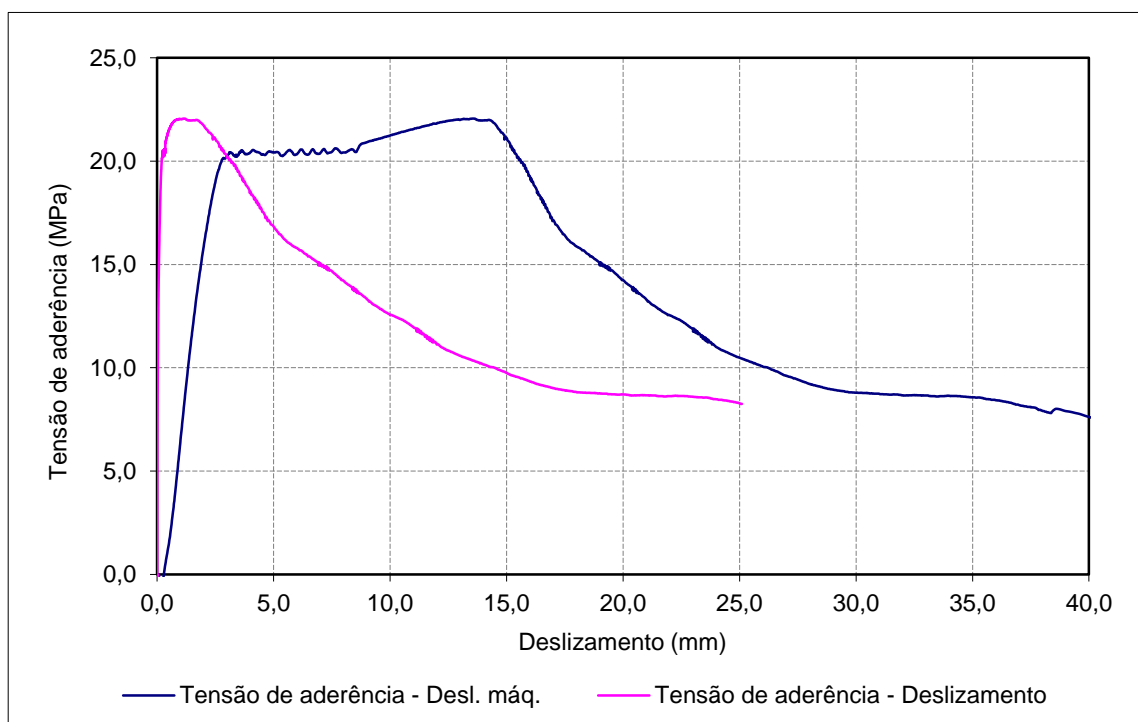
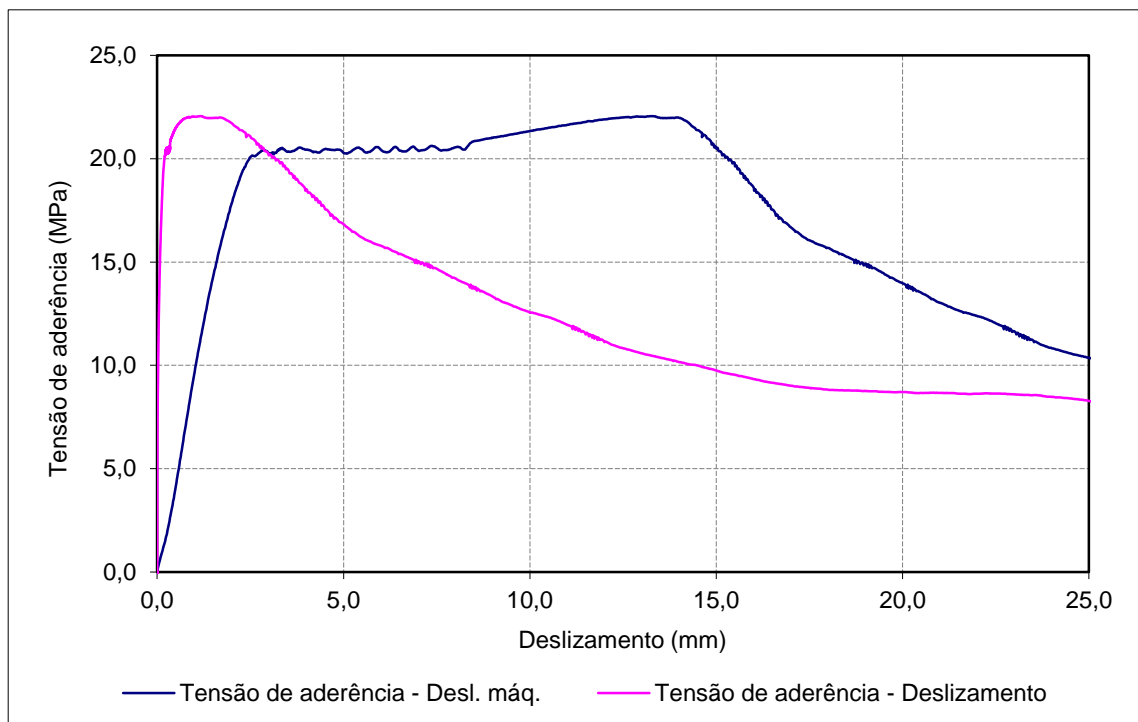
Data de ensaio: 09-09-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C2_16_3	7,59	16,64	22,03	15,42	22,06



Provete: A_C2_25_1

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

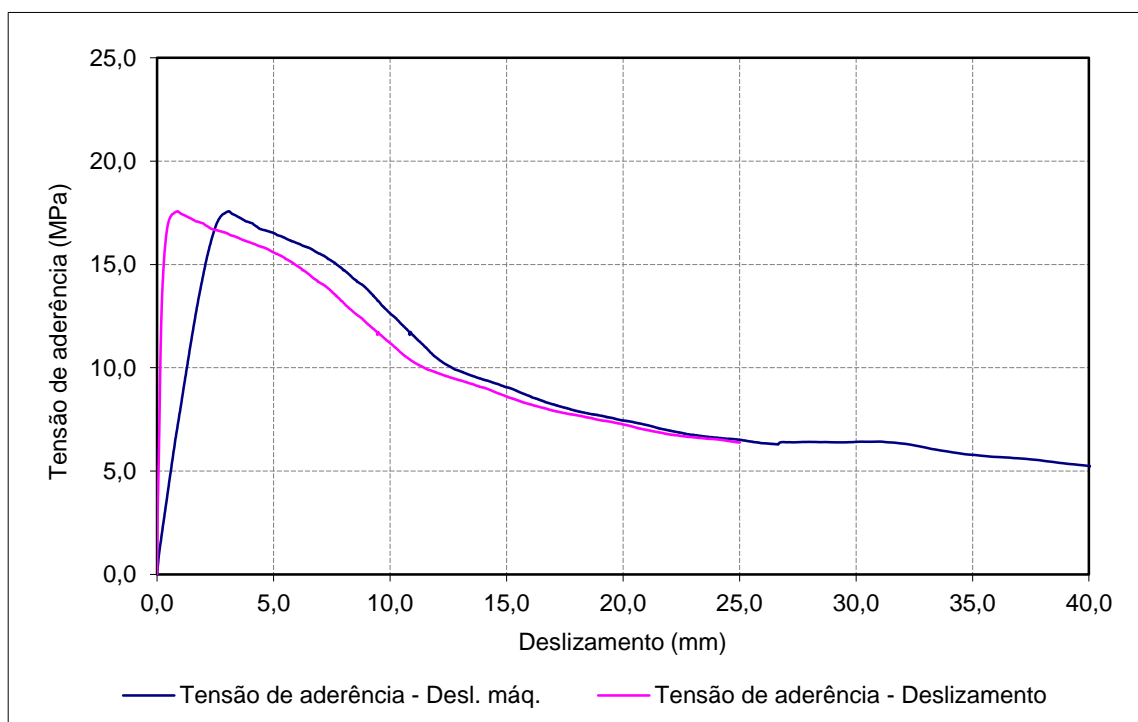
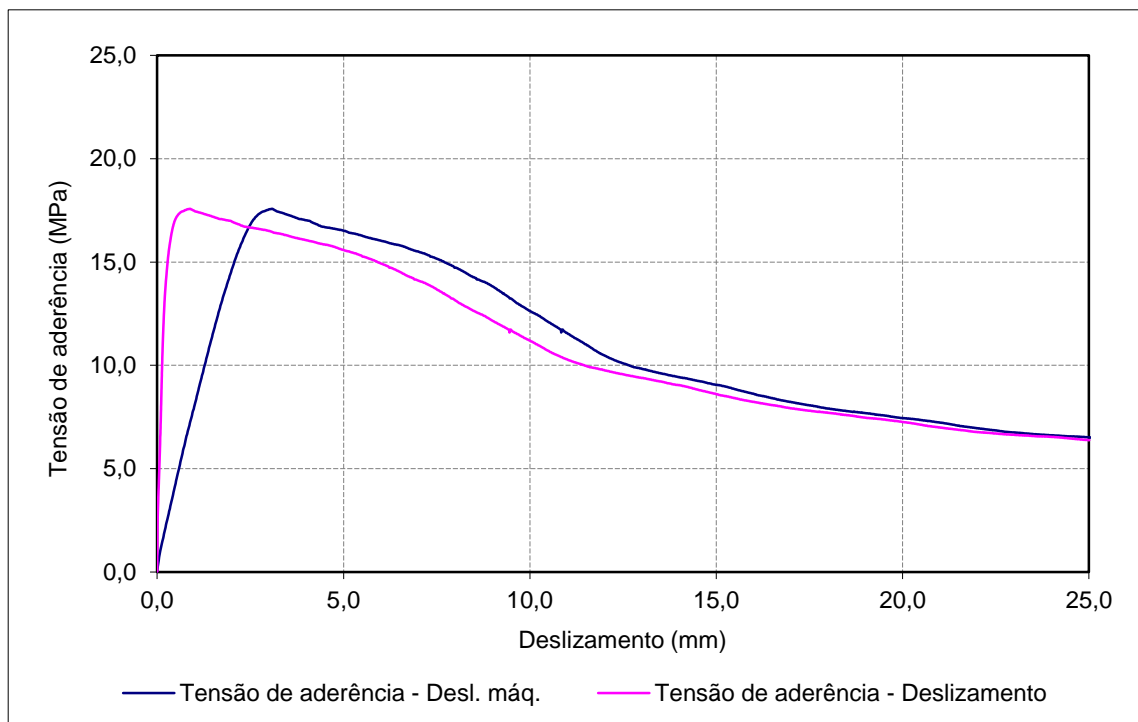
 $f_{R, média}$: 0,096

Data de ensaio: 02-08-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C2_25_1	2,39	7,69	17,47	9,19	17,57



Provete: A_C2_25_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

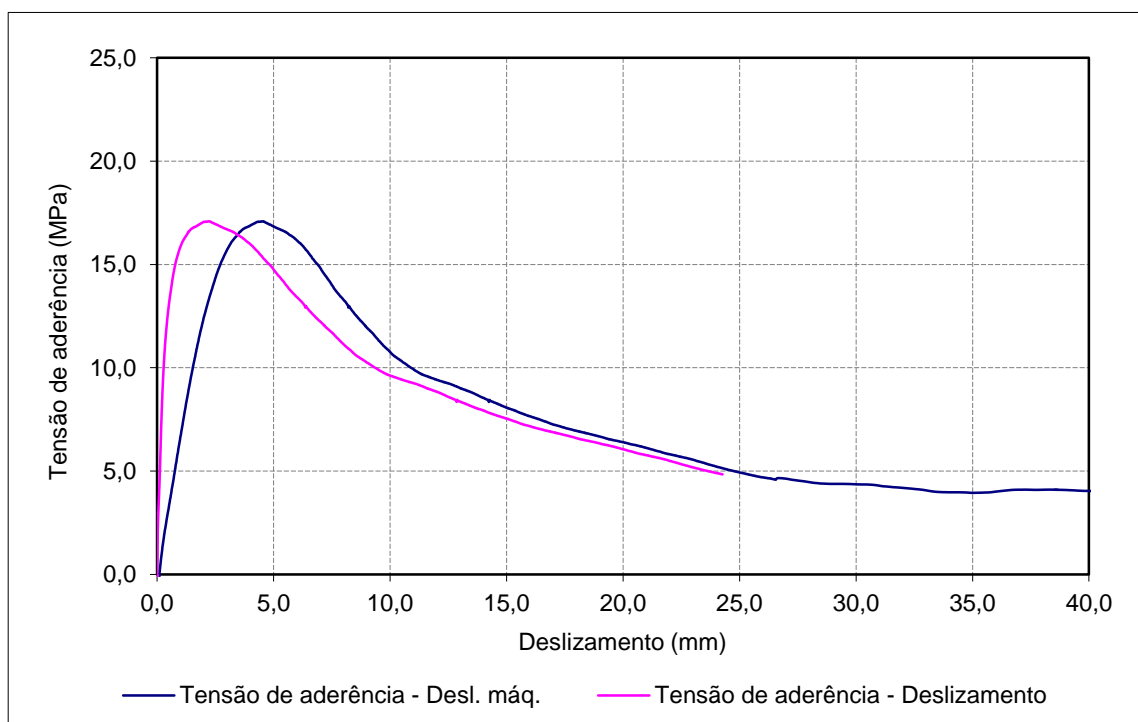
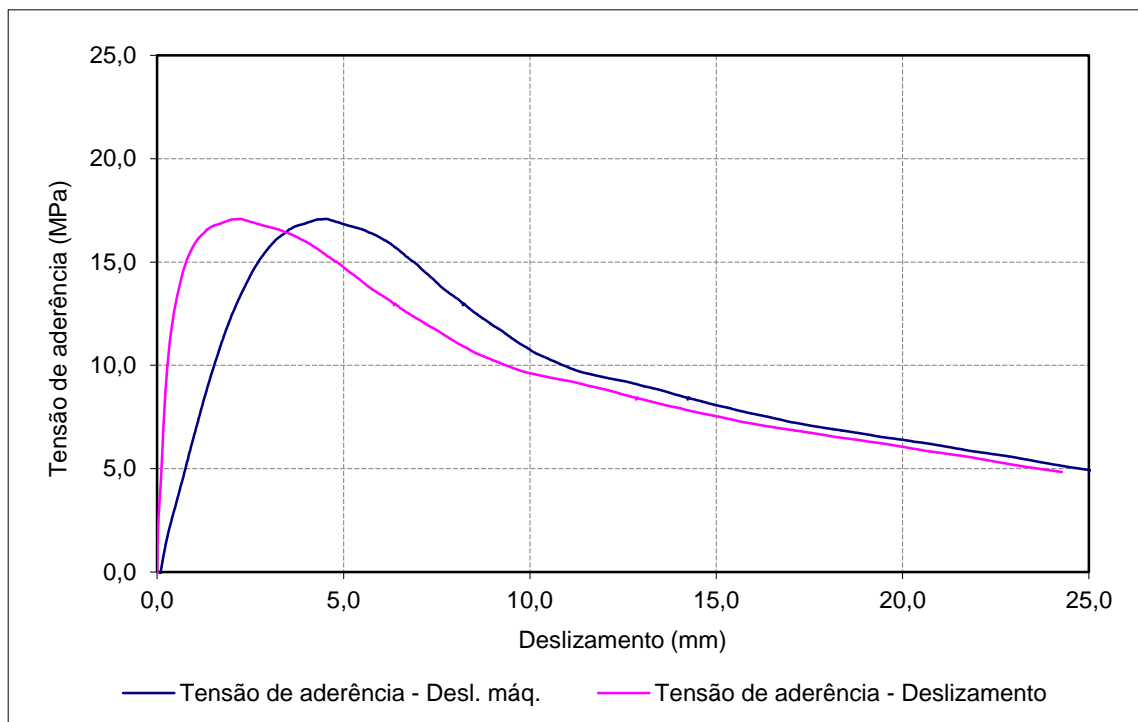
Data de ensaio: 02-08-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
A_C2_25_2	1,33	4,47	15,86	7,22	17,09



Provete: A_C2_25_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

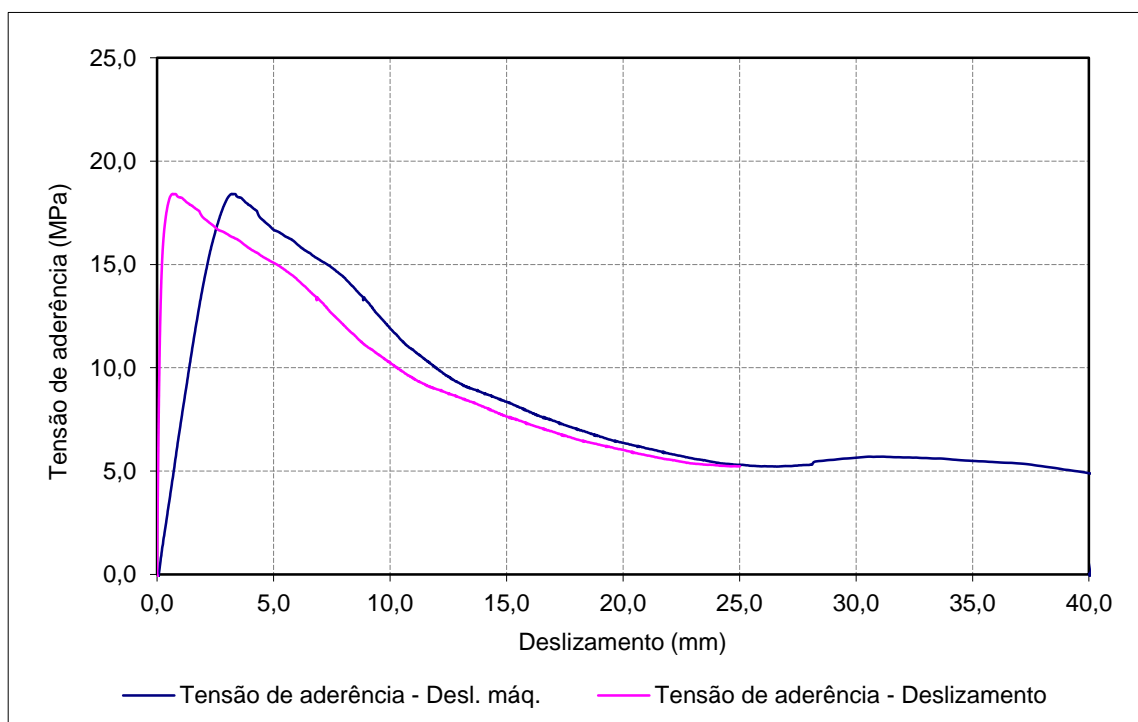
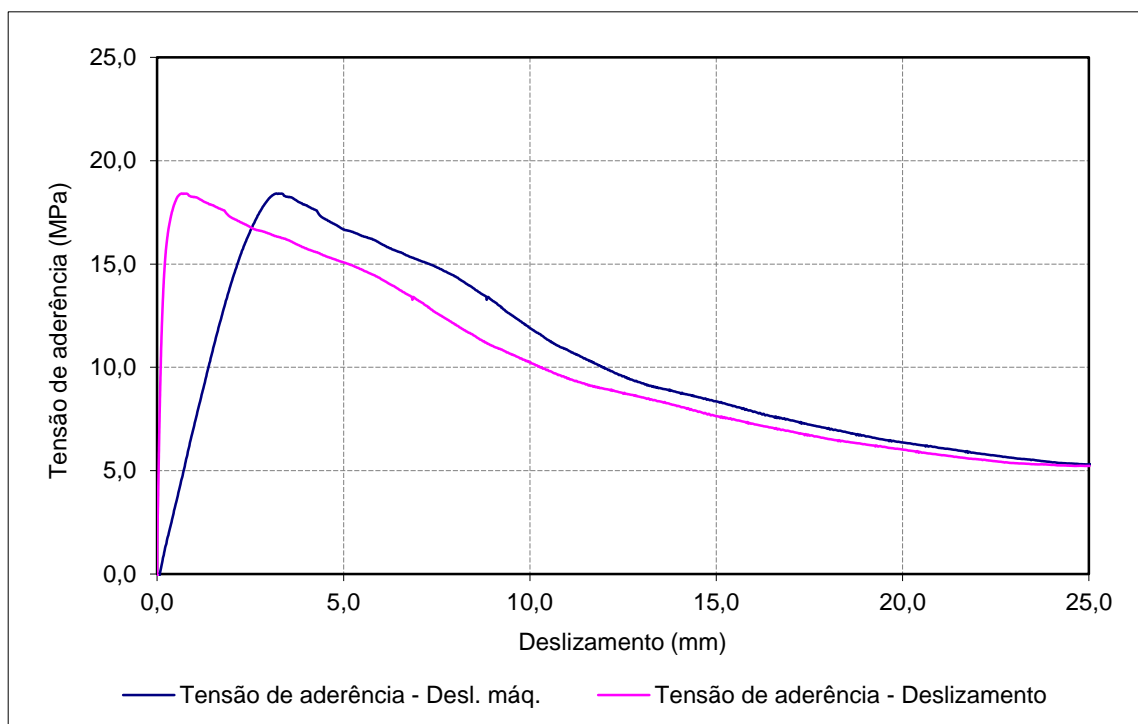
 $f_{R, \text{média}}$: 0,096

Data de ensaio: 02-08-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,7

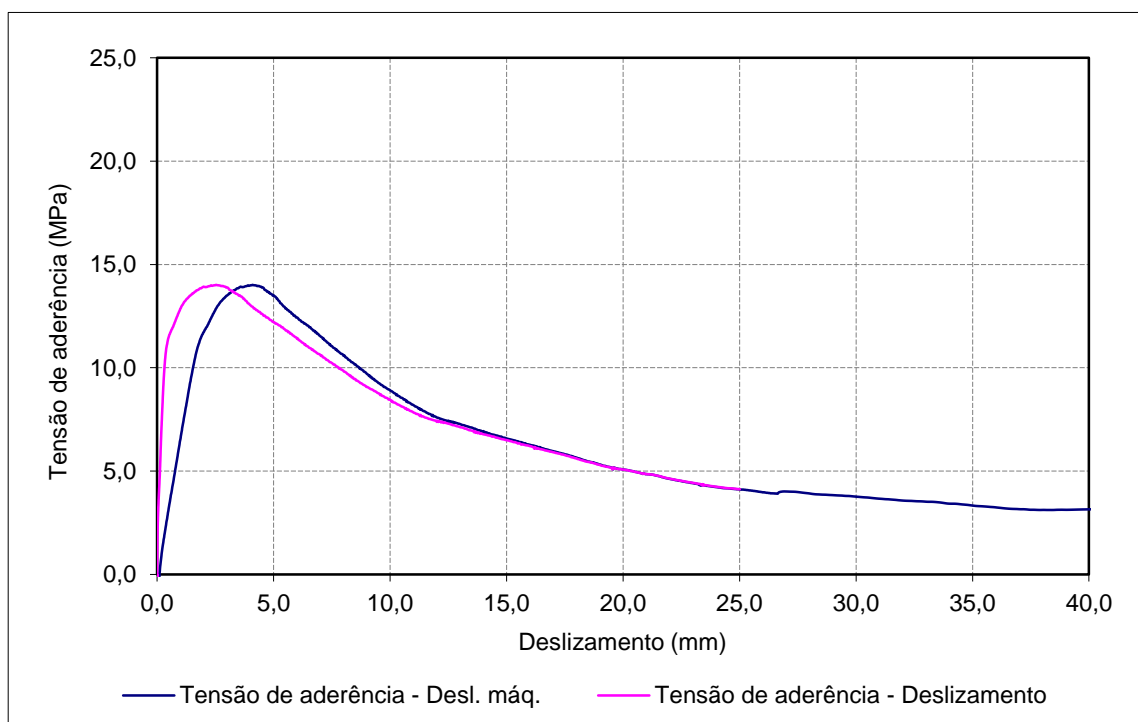
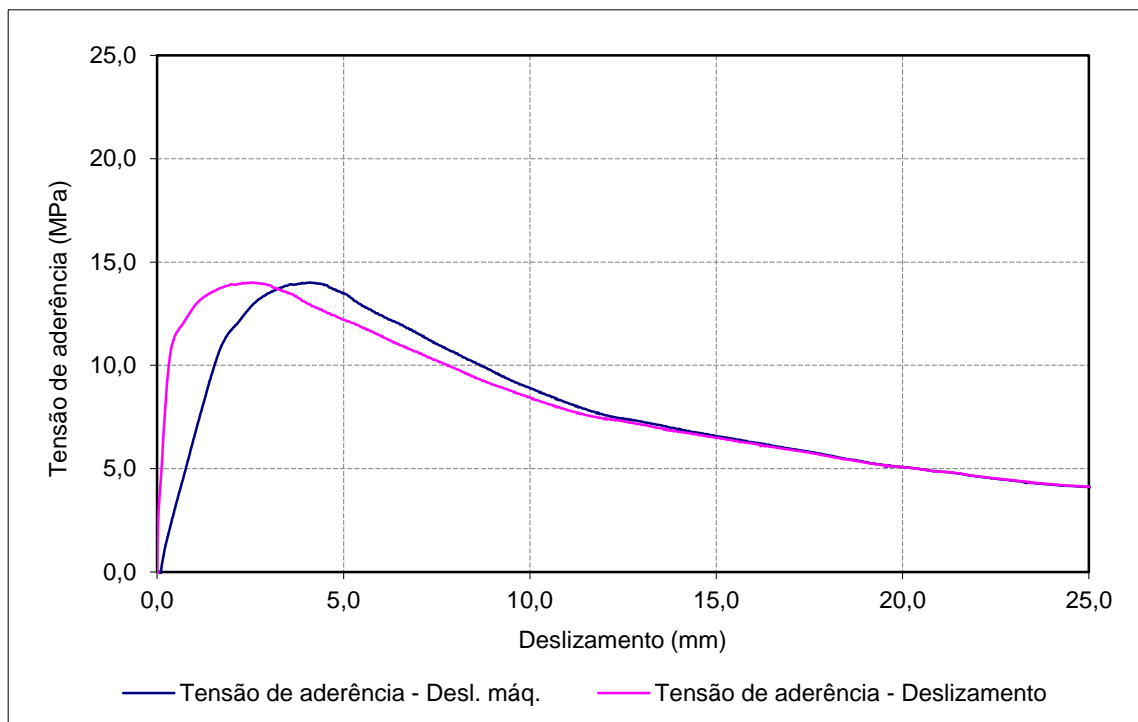
Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
A_C2_25_3	2,41	10,51	18,25	10,39	18,41



Provete: B_C2_25_1
Aço: A500NR SD
d (mm): 25
f_{R, média}: 0,101

Data de ensaio: 03-08-2011
Betão: C50/60
f_{cm} (MPa): 68,0
f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C2_25_1	1,68	4,58	12,86	6,37	14,01



Provete: B_C2_25_2

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

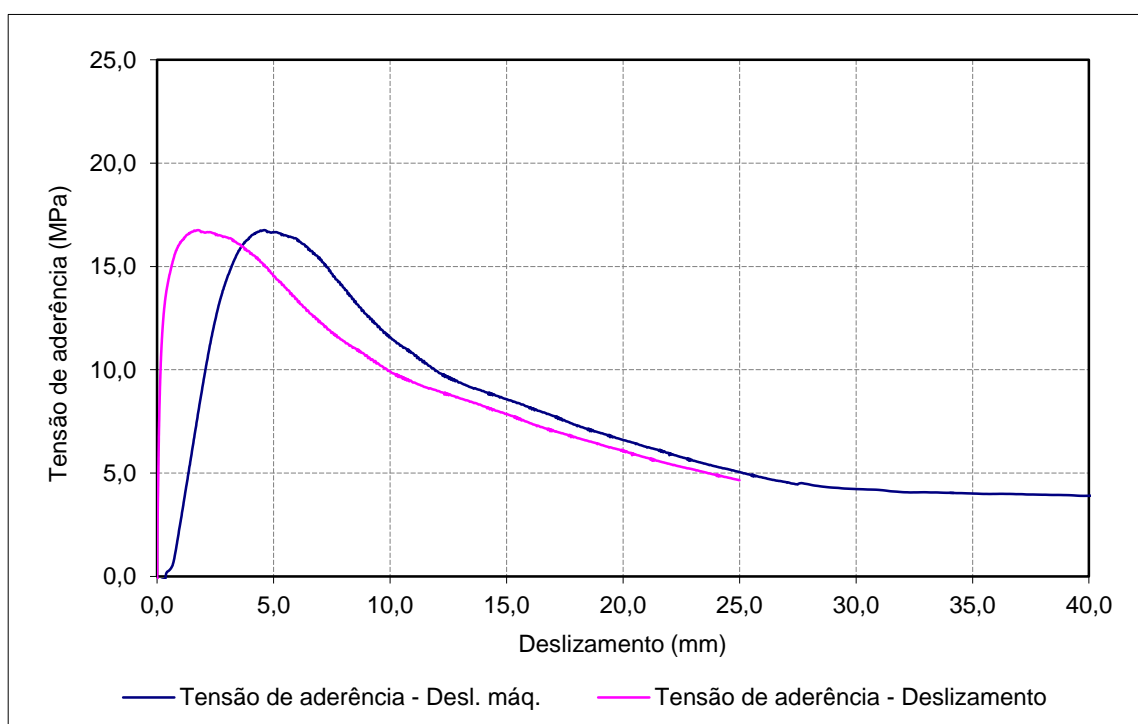
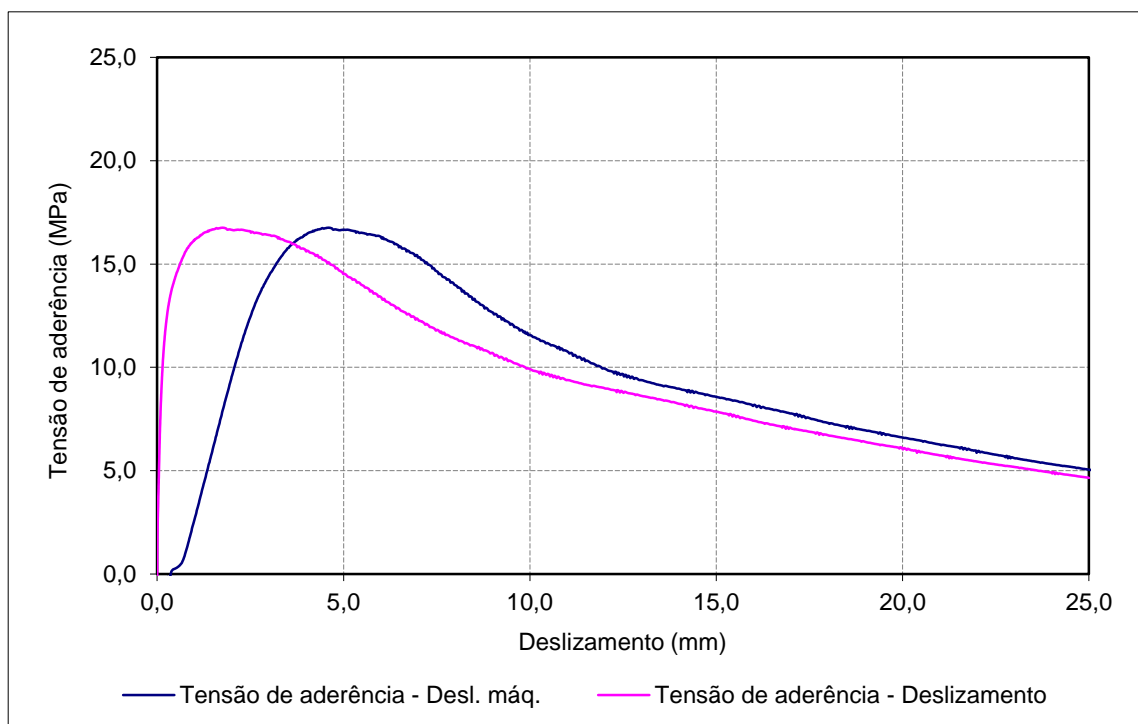
 $f_{R, \text{média}}$: 0,101

Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
B_C2_25_2	2,29	8,29	16,17	8,92	16,76



Provete: B_C2_25_3

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

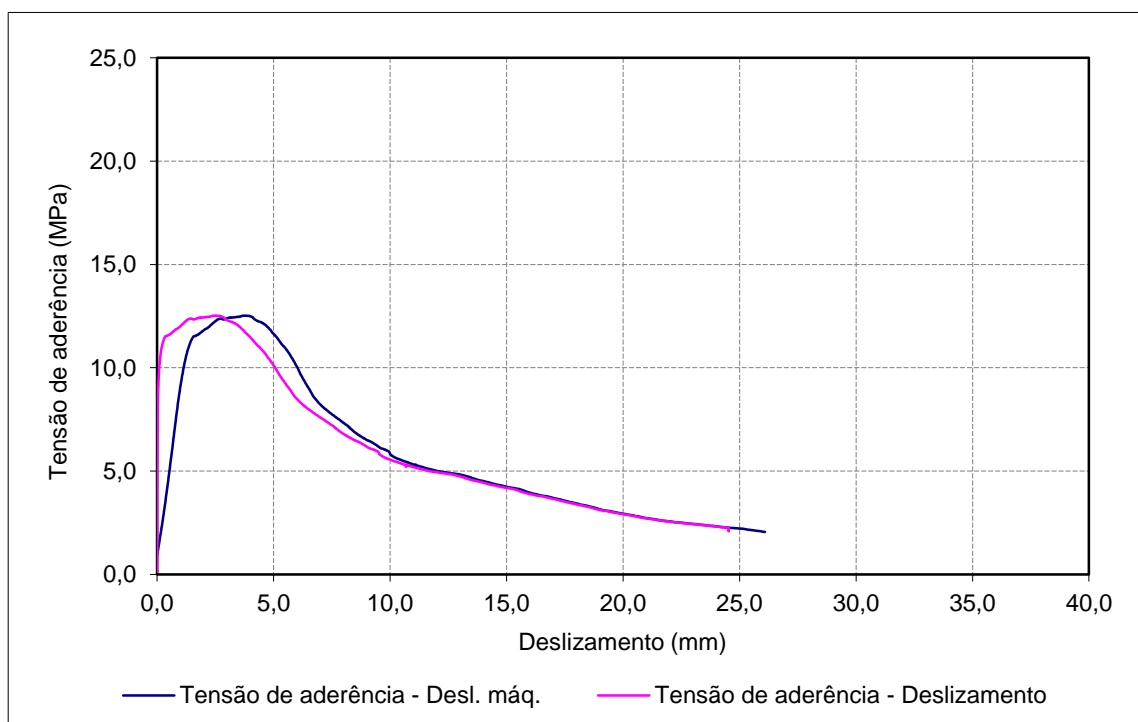
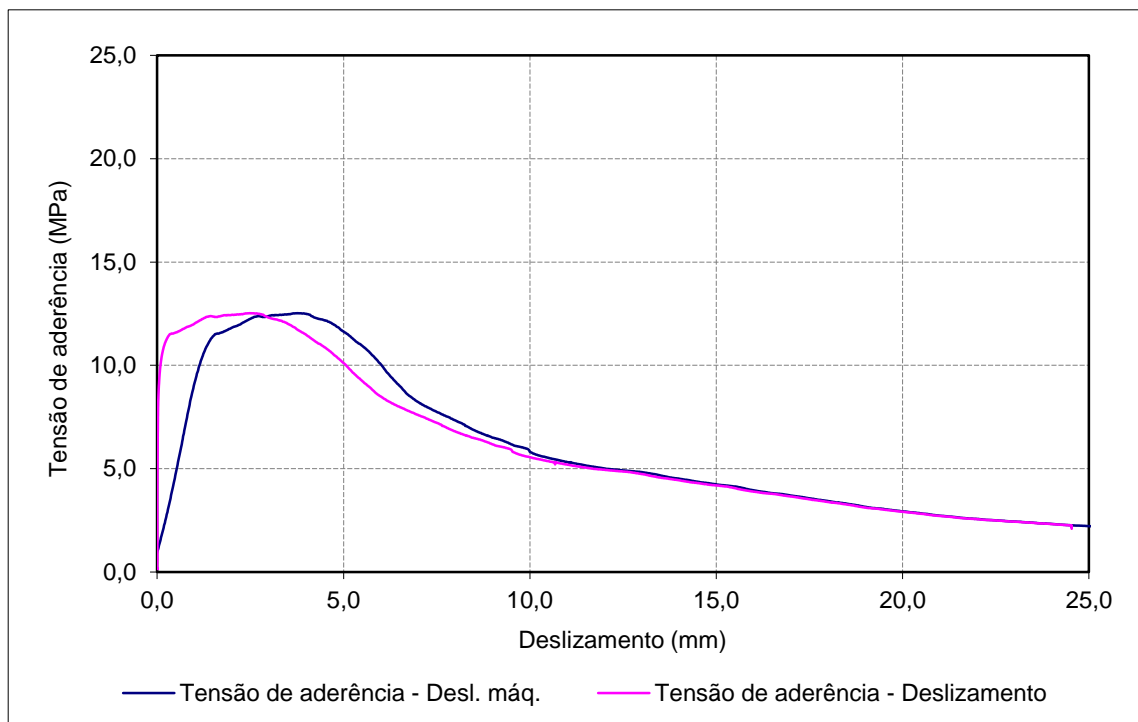
Data de ensaio: 03-08-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,7

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C2_25_3	5,68	10,11	12,02	9,27	12,52



Provete: B_C2_25_10

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

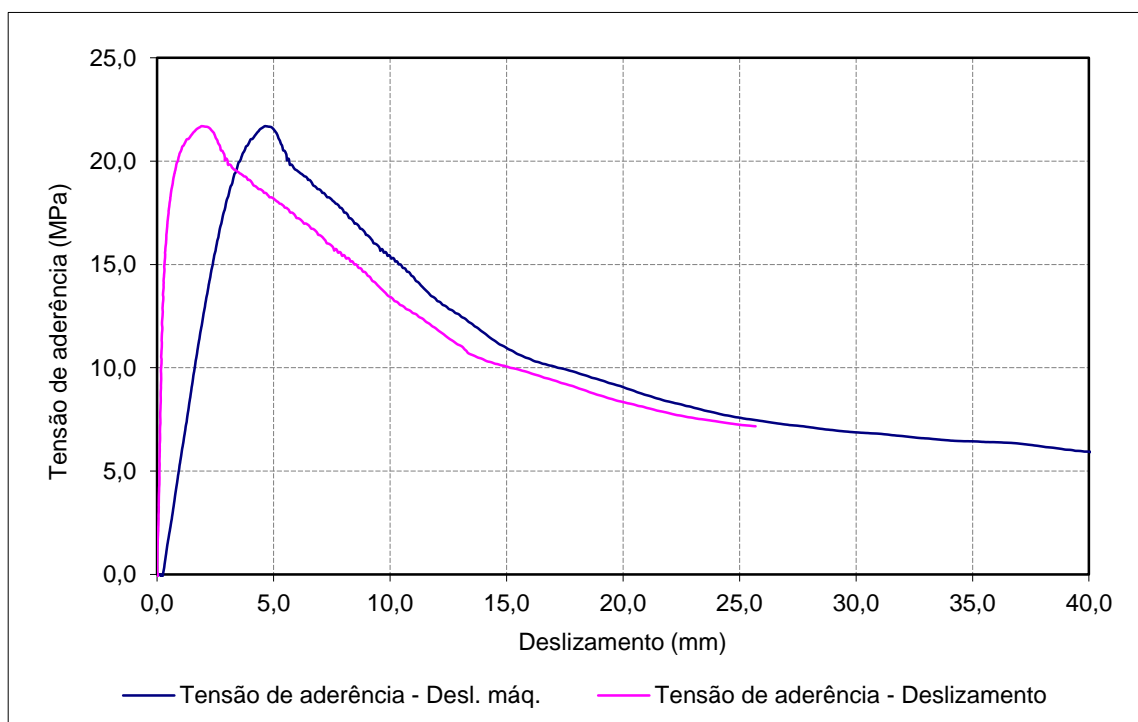
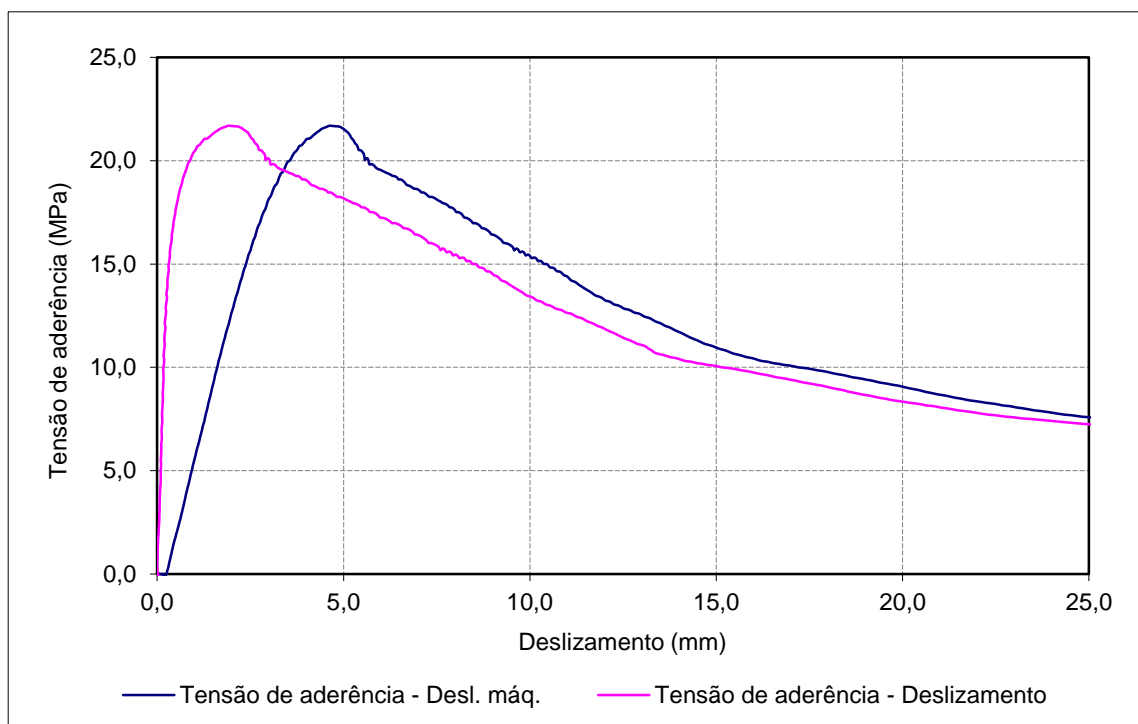
 $f_{R, \text{média}}$: 0,101

Data de ensaio: 12-04-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 59,3

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
B_C2_25_10	1,12	5,48	20,44	9,01	21,69



Provete: B_C2_25_11

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

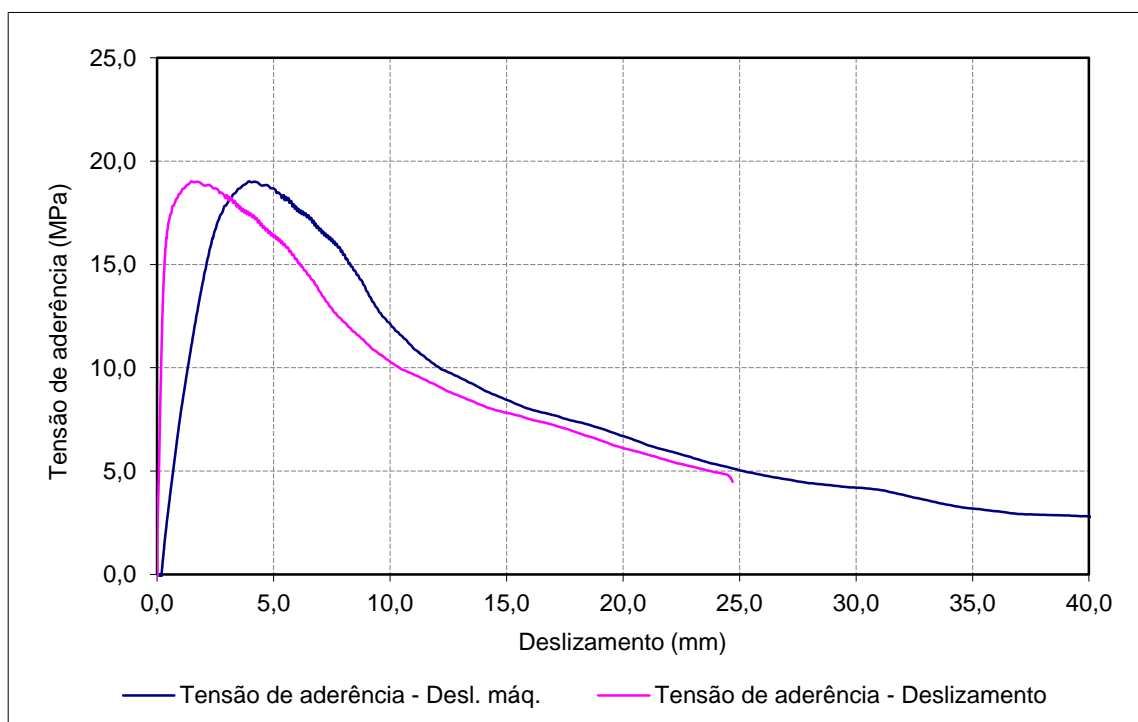
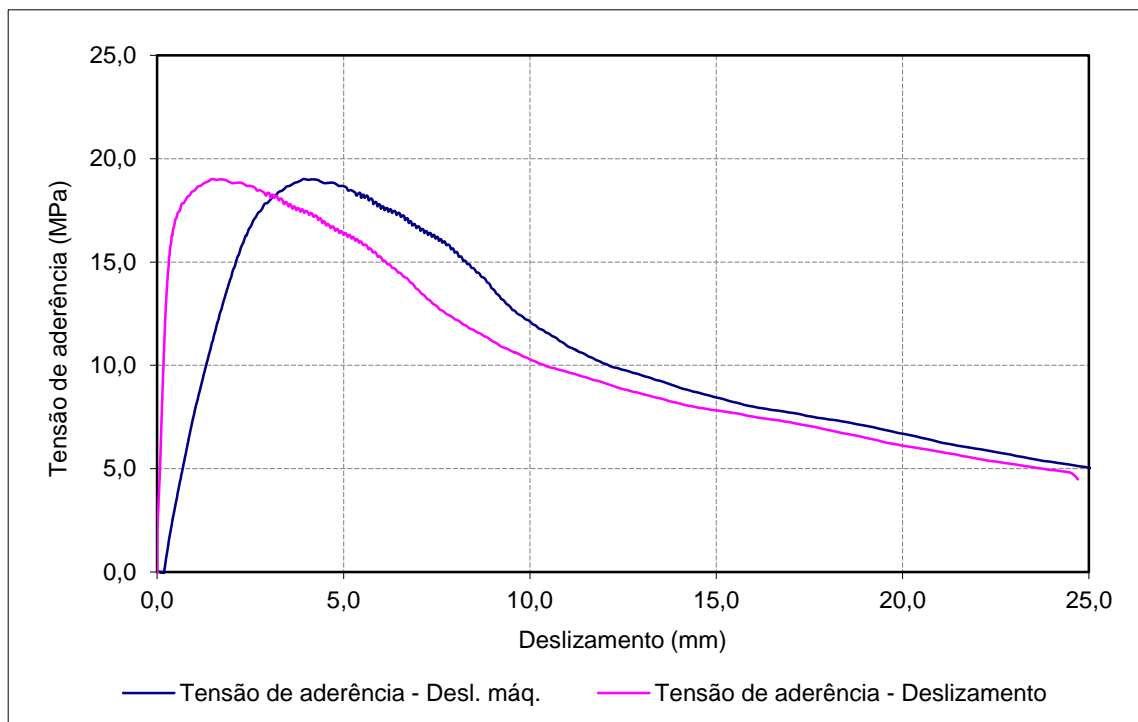
Data de ensaio: 12-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 59,3

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
B_C2_25_11	2,20	6,46	18,45	9,04	19,02



Provete: B_C2_25_12

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

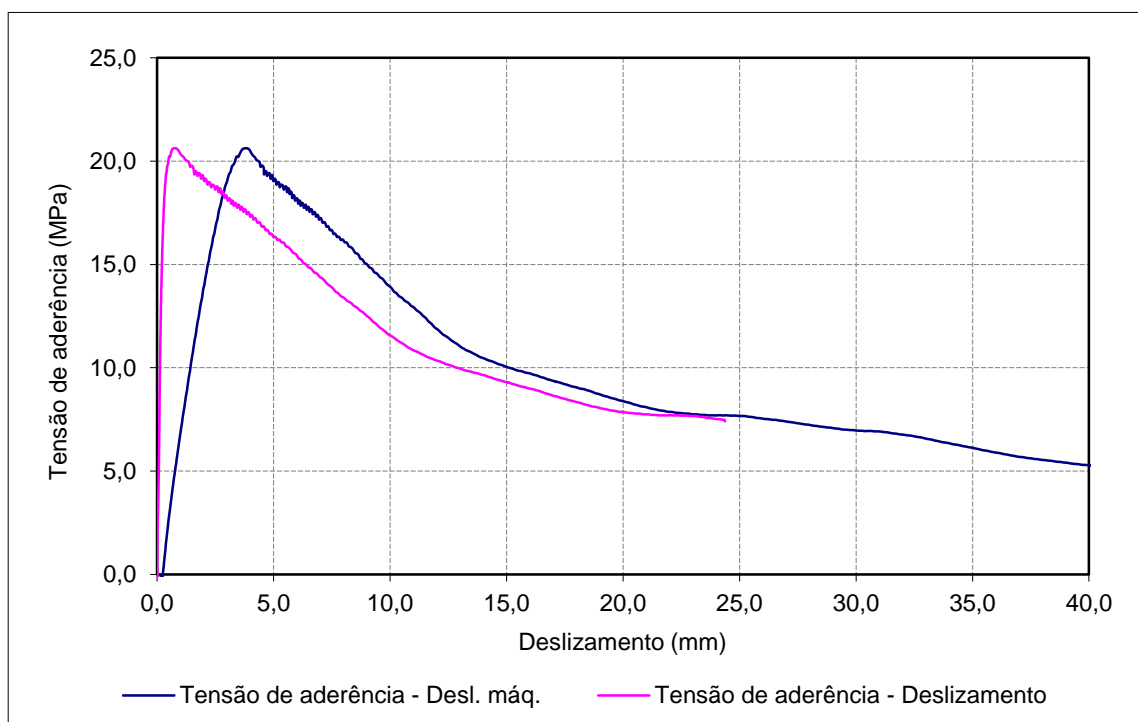
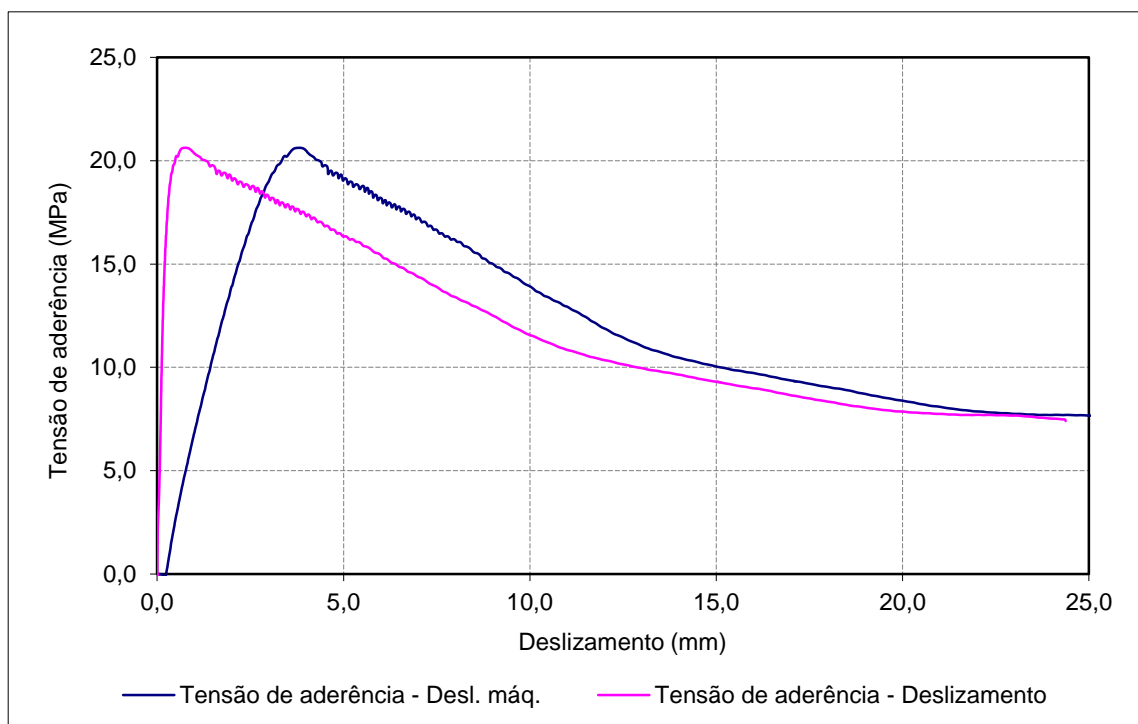
 $f_{R, \text{média}}$: 0,101

Data de ensaio: 12-04-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 59,3

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{média}}$ (MPa)	$\tau_{d, \text{max.}}$ (MPa)
B_C2_25_12	1,46	8,06	20,37	9,96	20,62



Provete: AT_C2_25_1

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

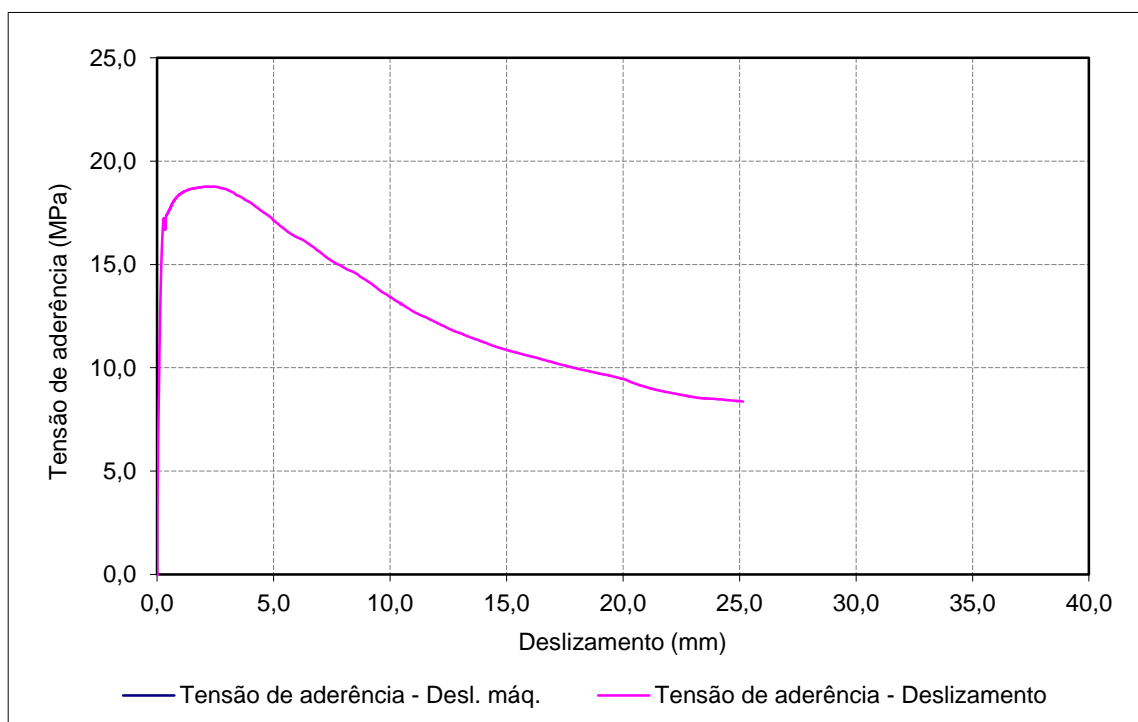
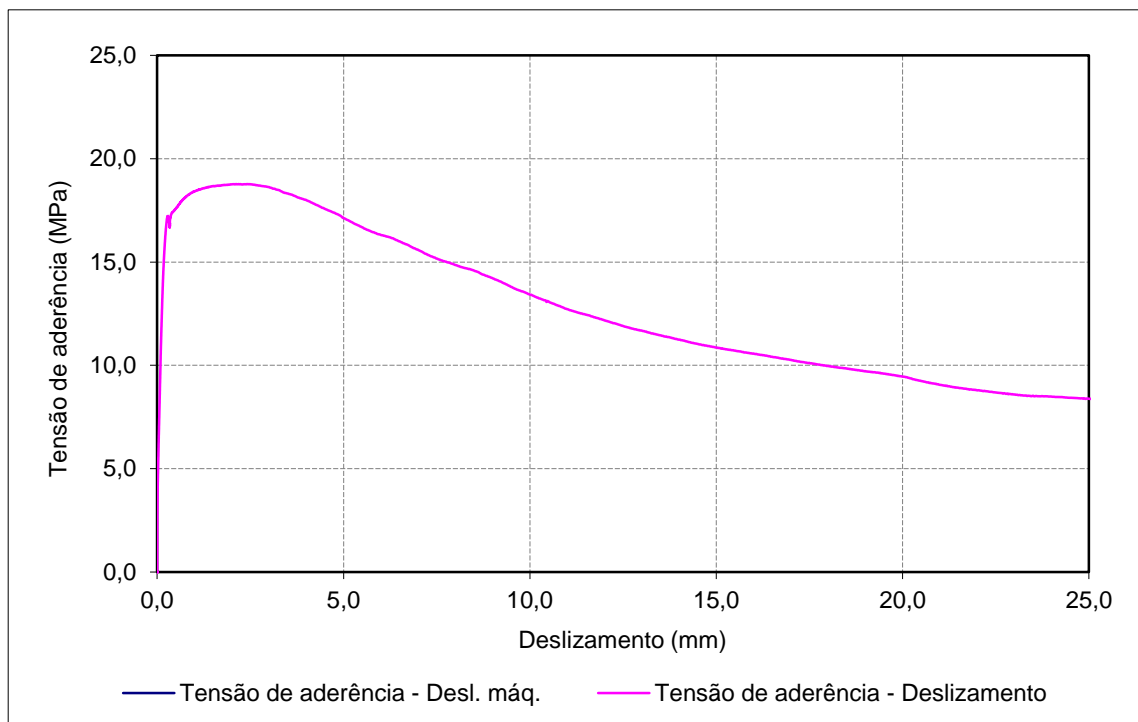
Data de ensaio: 07-09-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C2_25_1	3,65	10,99	18,42	11,02	18,77



Provete: AT_C2_25_2

Data de ensaio: 07-09-2011

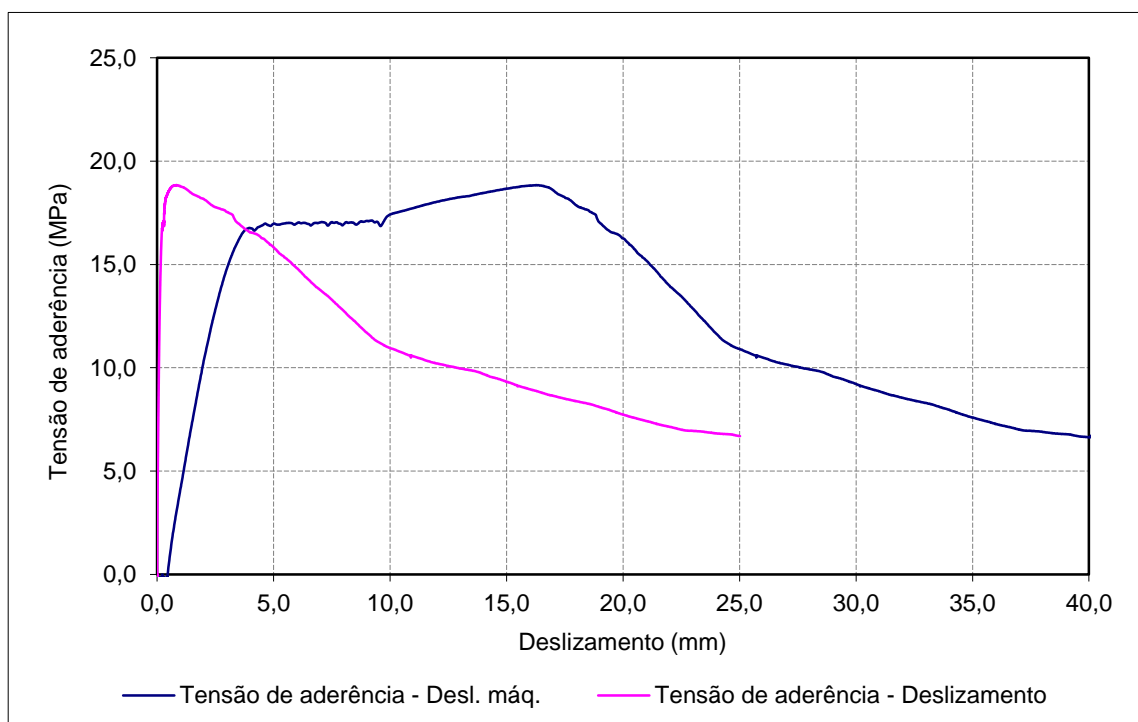
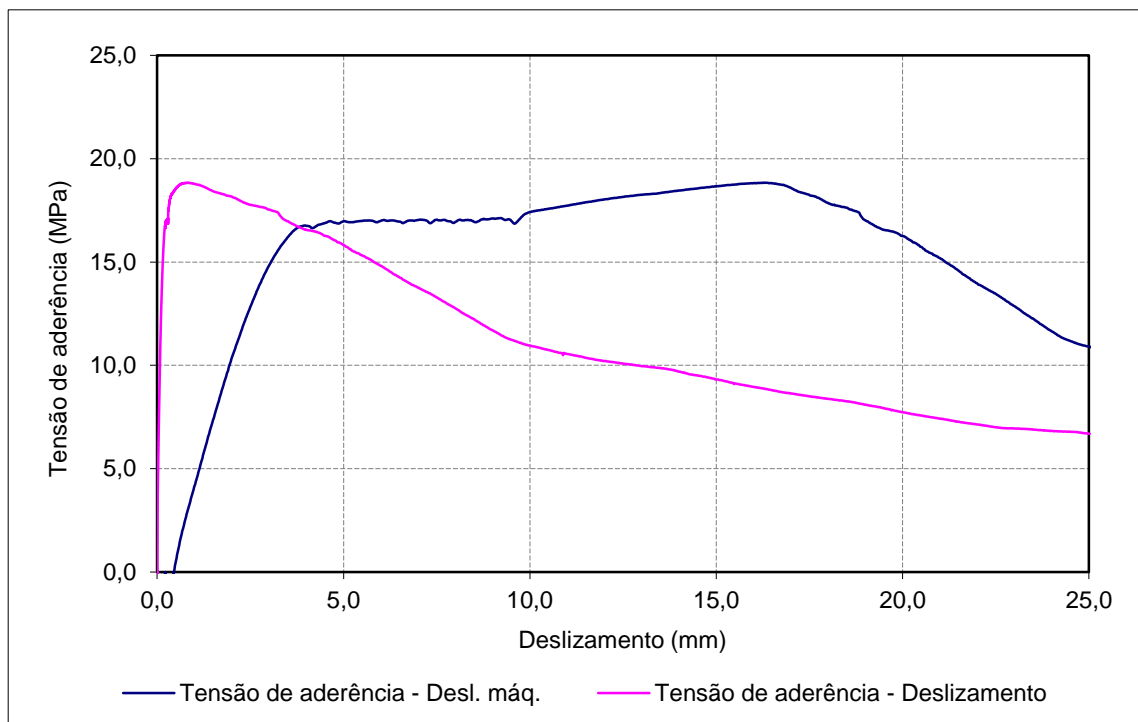
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,096 f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C2_25_2	3,24	12,28	18,78	11,43	18,84



Provete: AT_C2_25_3

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

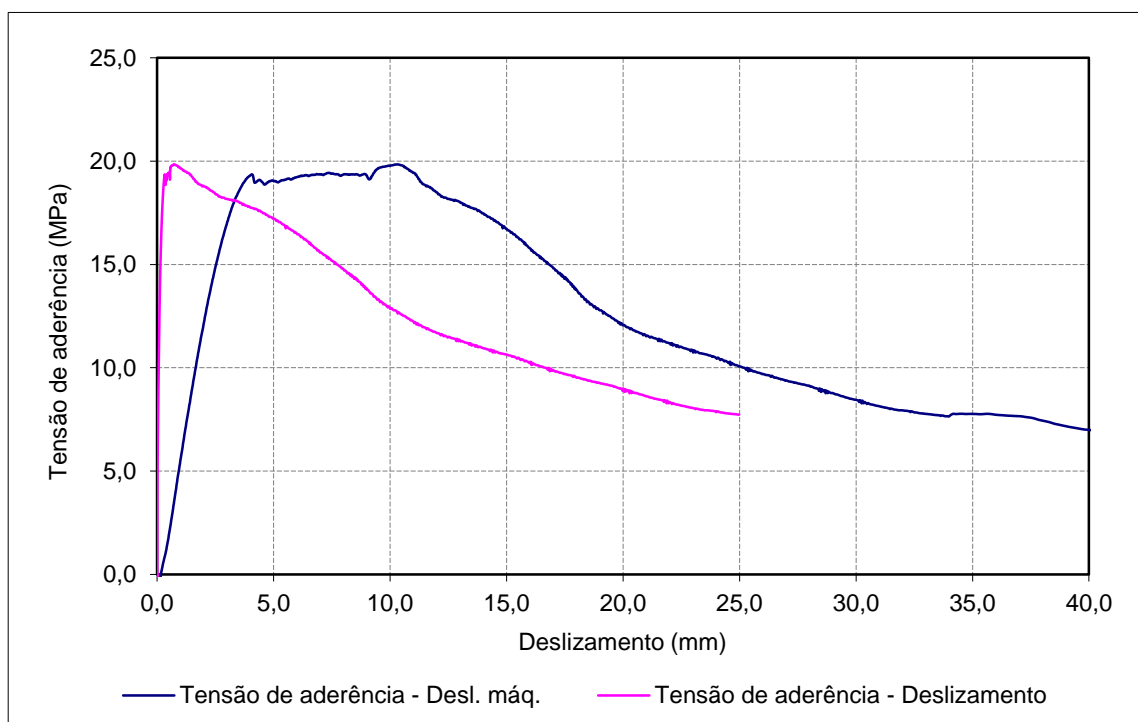
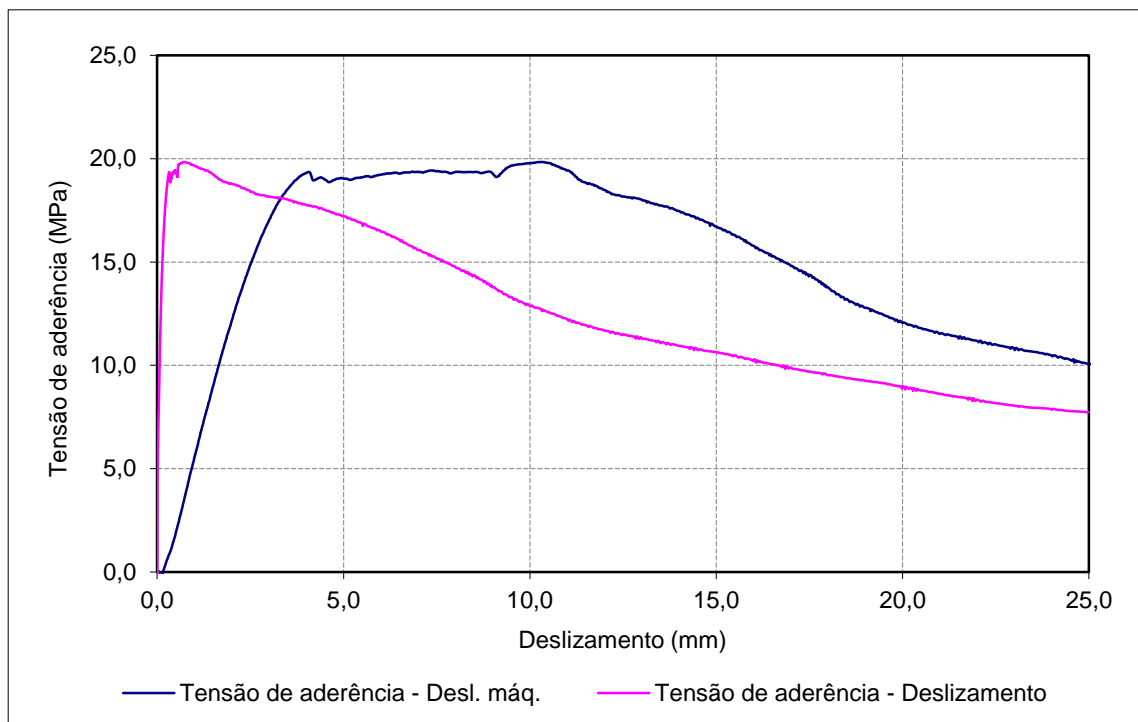
Data de ensaio: 07-09-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
AT_C2_25_3	4,81	12,83	19,65	12,43	19,84



Provete: BT_C2_25_1

Data de ensaio: 07-09-2011

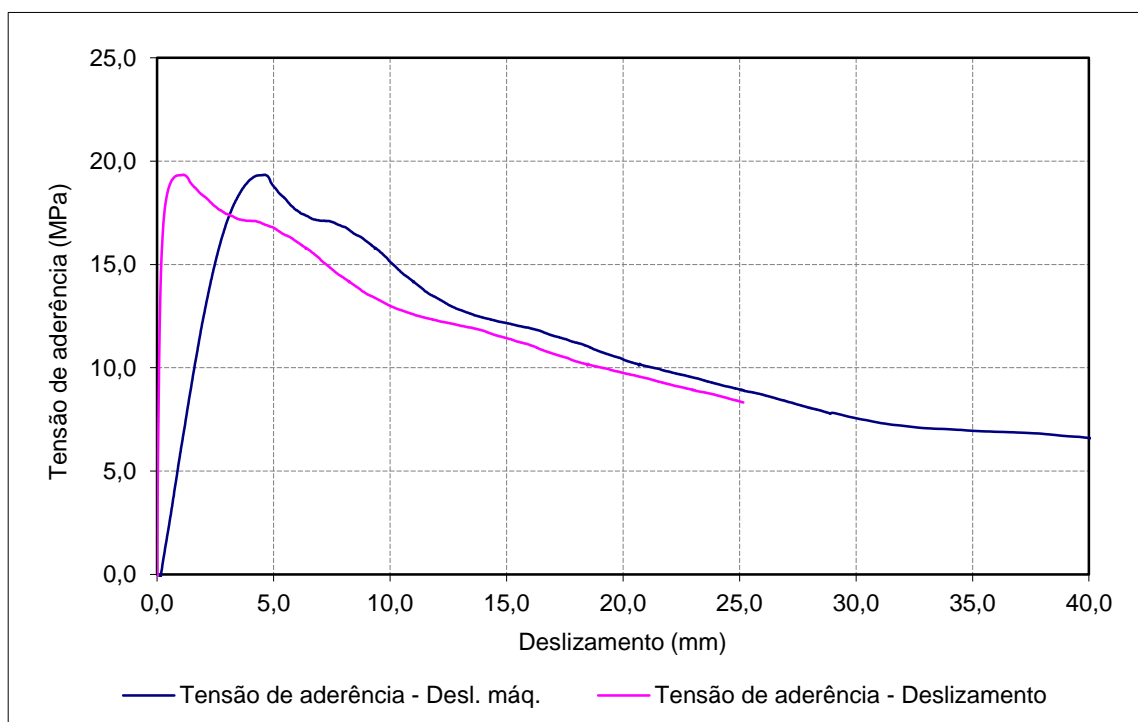
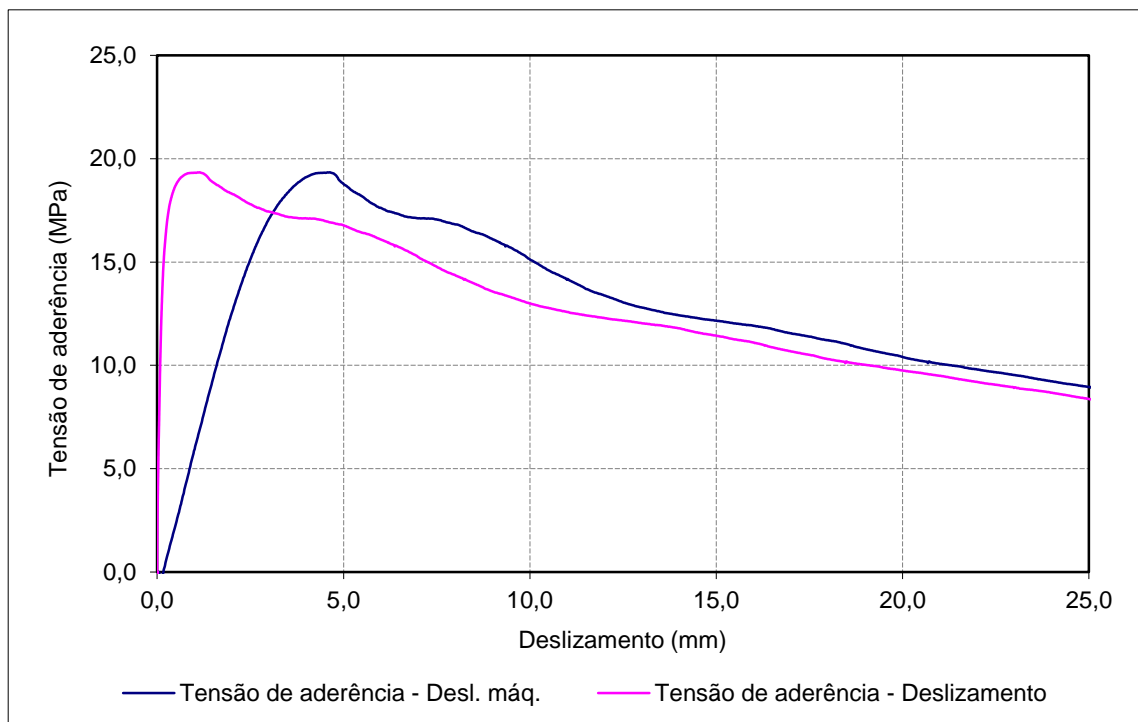
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,101 f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C2_25_1	2,89	11,57	19,32	11,26	19,34



Provete: BT_C2_25_2

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

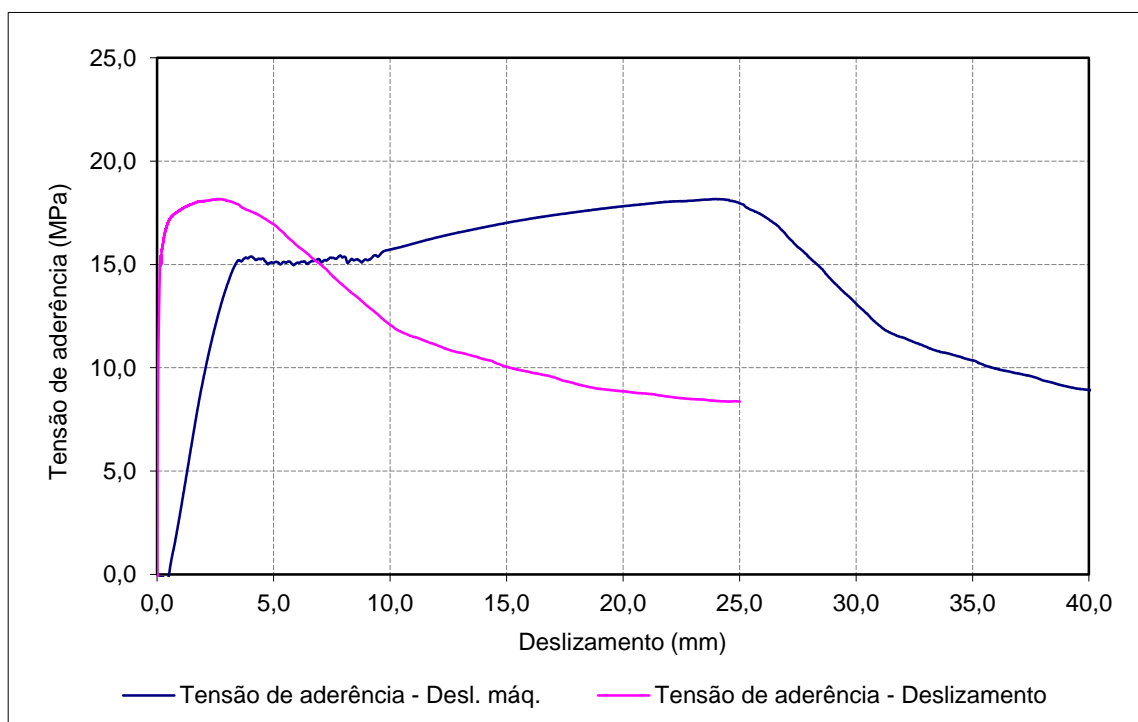
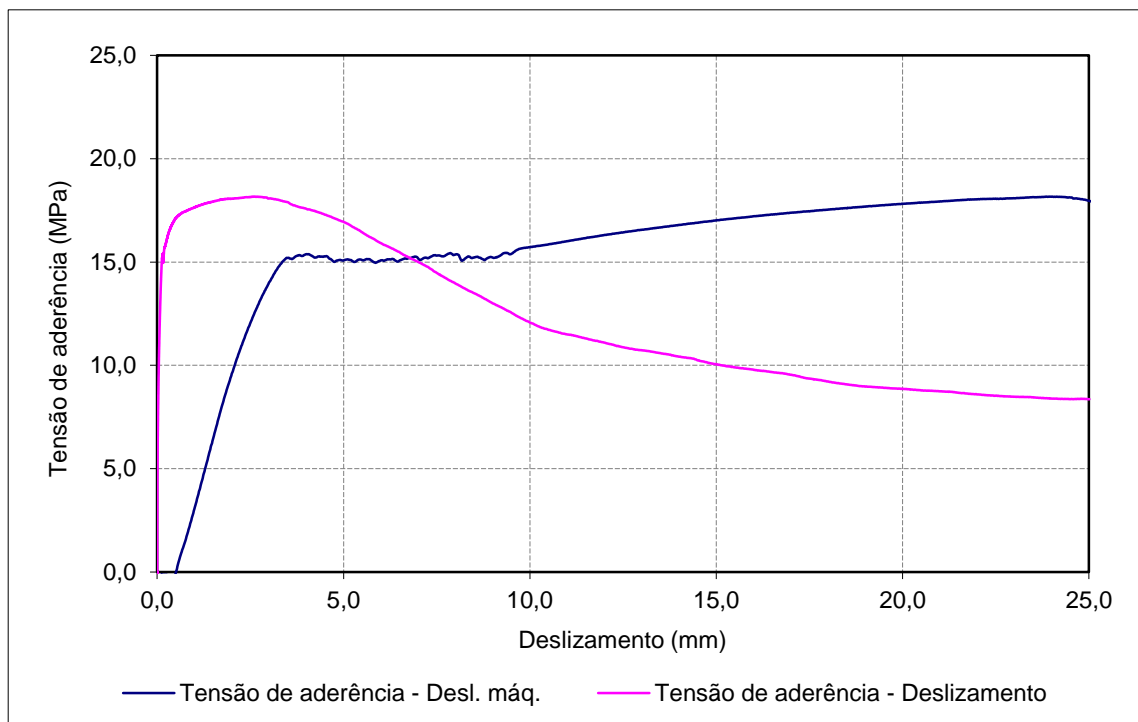
Data de ensaio: 07-09-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C2_25_2	5,65	14,03	17,64	12,44	18,16



Provete: BT_C2_25_3

Data de ensaio: 07-09-2011

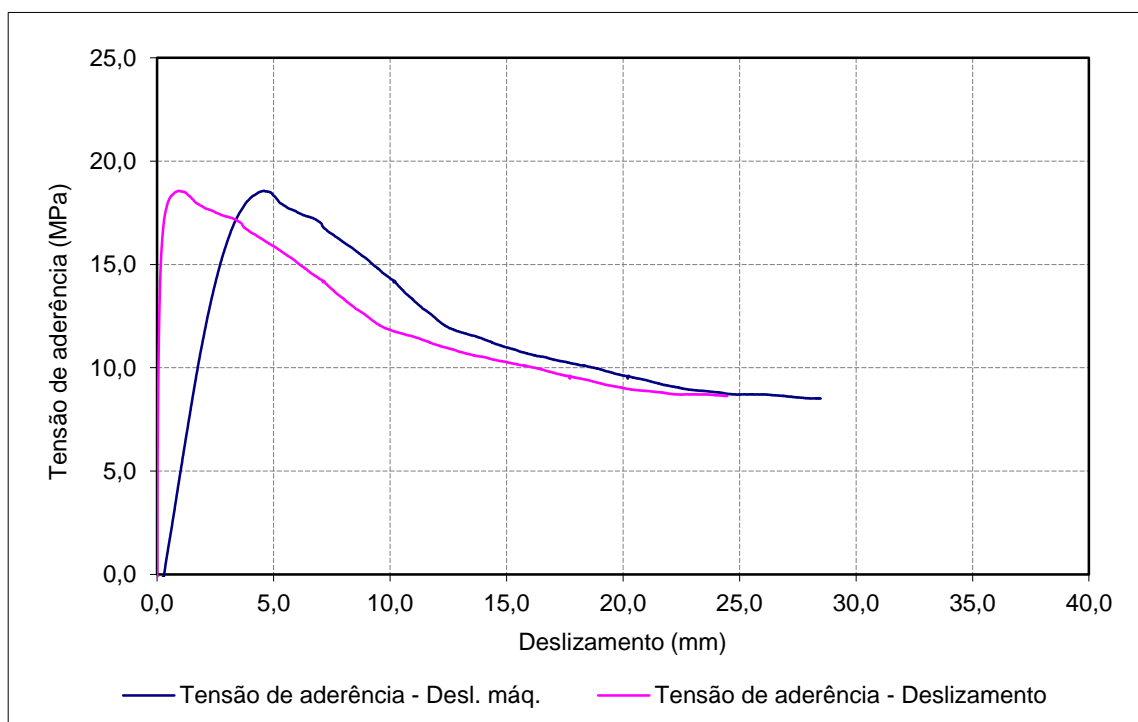
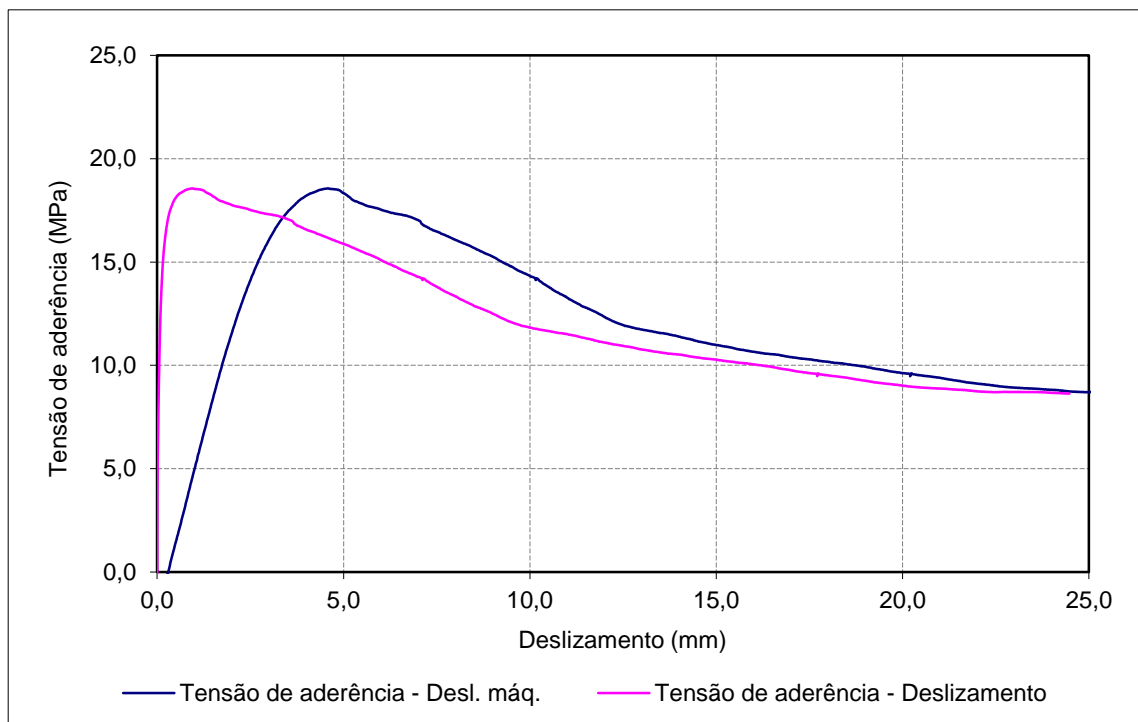
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,101 f_c (MPa): 73,0

Provete	$\tau_{0,01}$ (MPa)	$\tau_{0,1}$ (MPa)	$\tau_{1,0}$ (MPa)	$\tau_{d,média}$ (MPa)	$\tau_{d,max.}$ (MPa)
BT_C2_25_3	4,91	13,06	18,53	12,17	18,56



ANEXO E

Resultados individuais dos ensaaios de arrancamento em regime cíclico

Provete: A_C1_16_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

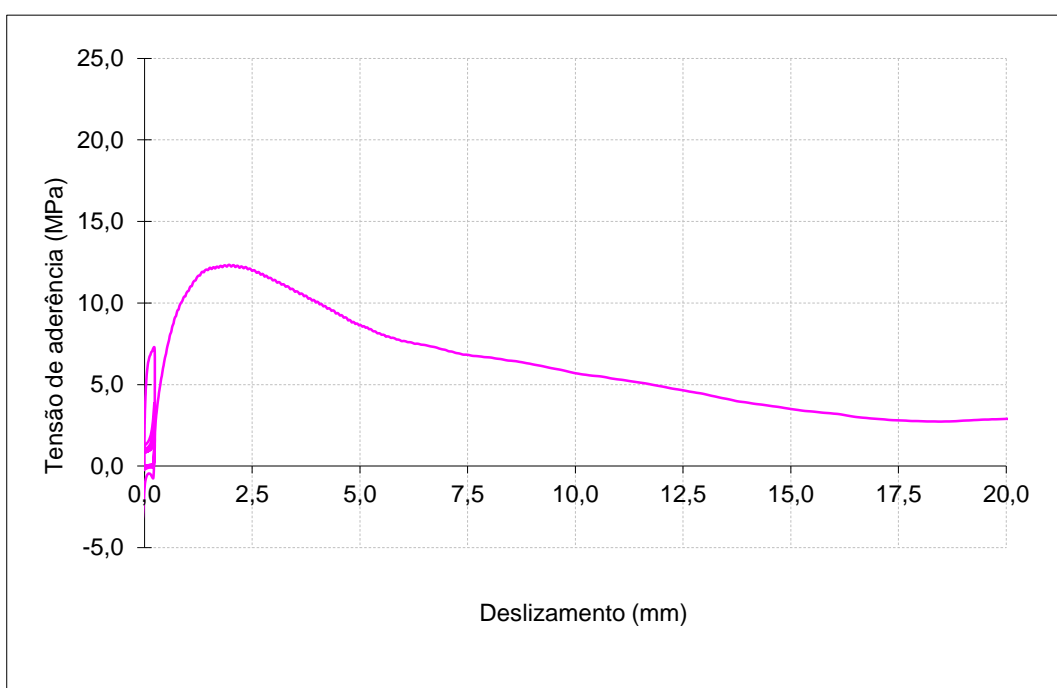
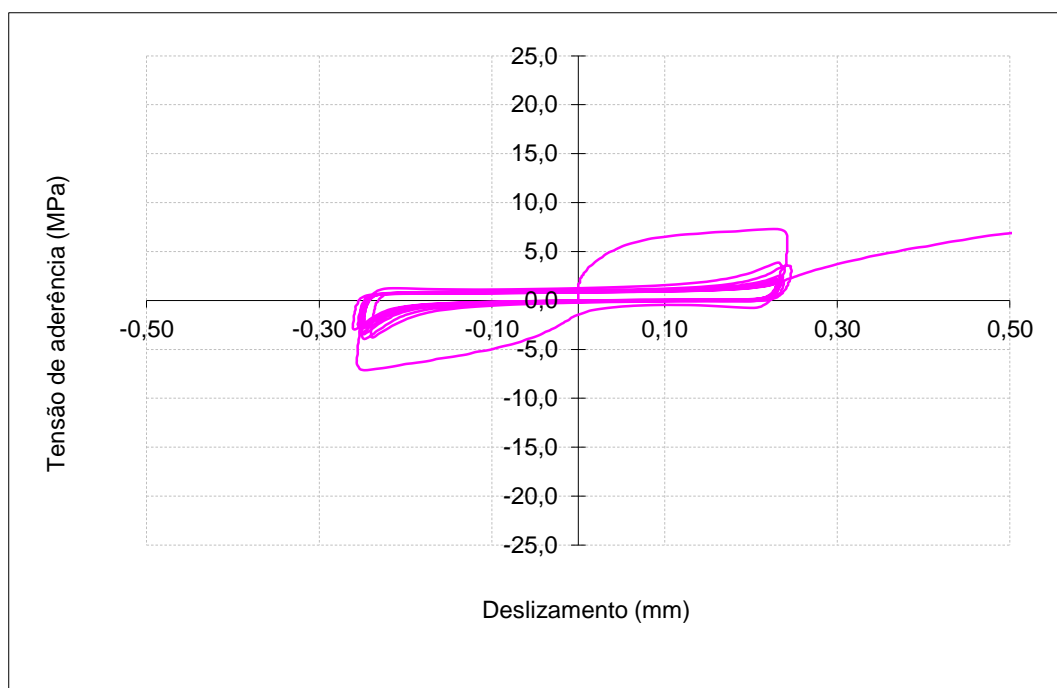
Data de ensaio: 18-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,8

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	12,34
τ_f	4,36
τ_3	4,94

	s (mm)
s_1	1,971
s_f	13,087
s_3	11,850

Provete: A_C1_16_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

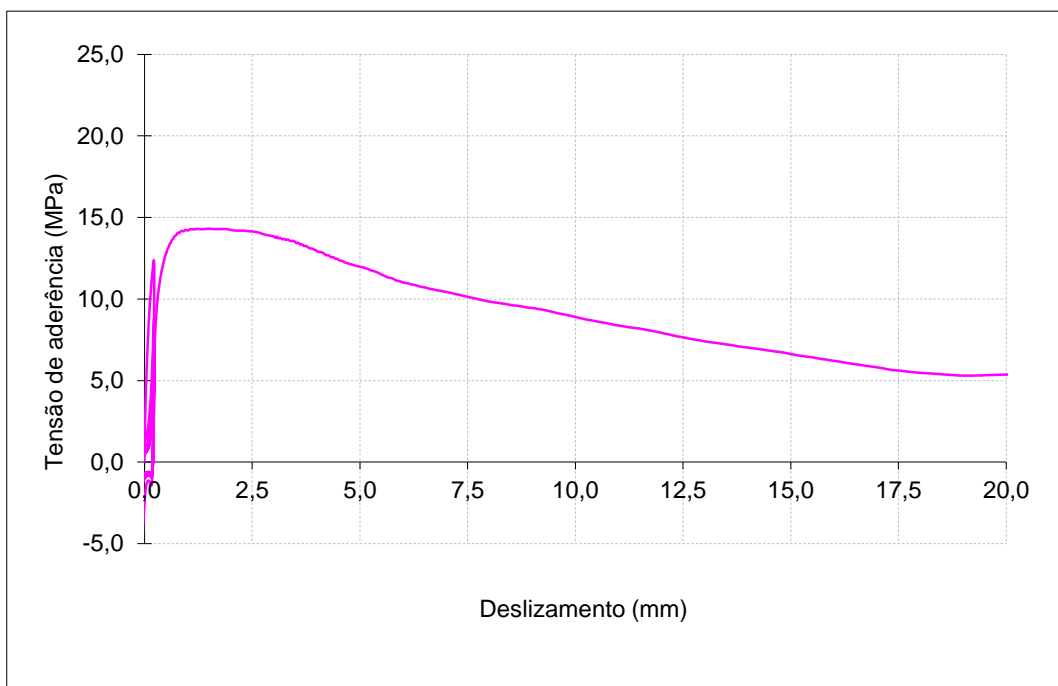
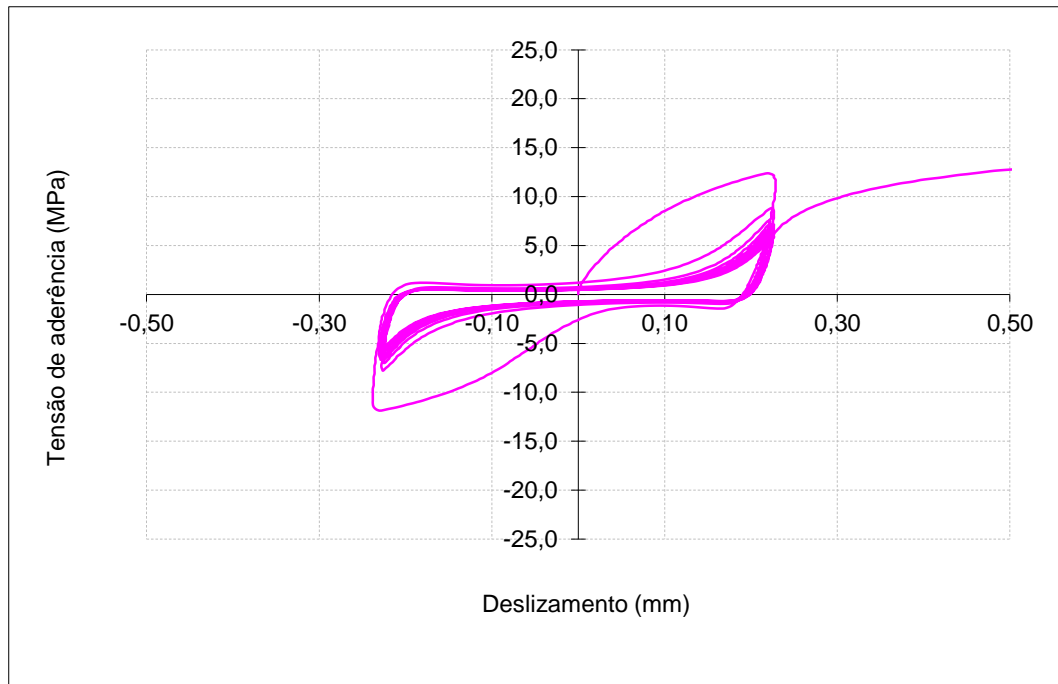
Data de ensaio: 18-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 50,6

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,31
τ_f	7,09
τ_3	5,72

	s (mm)
s_1	1,475
s_f	13,772
s_3	17,232

Provete: A_C1_16_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

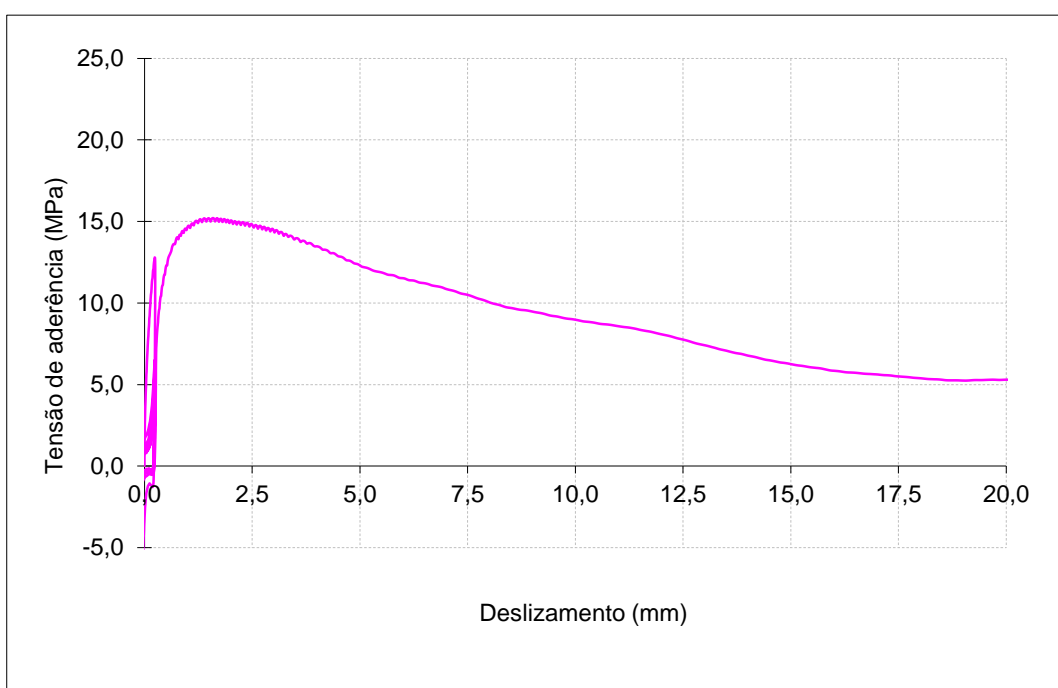
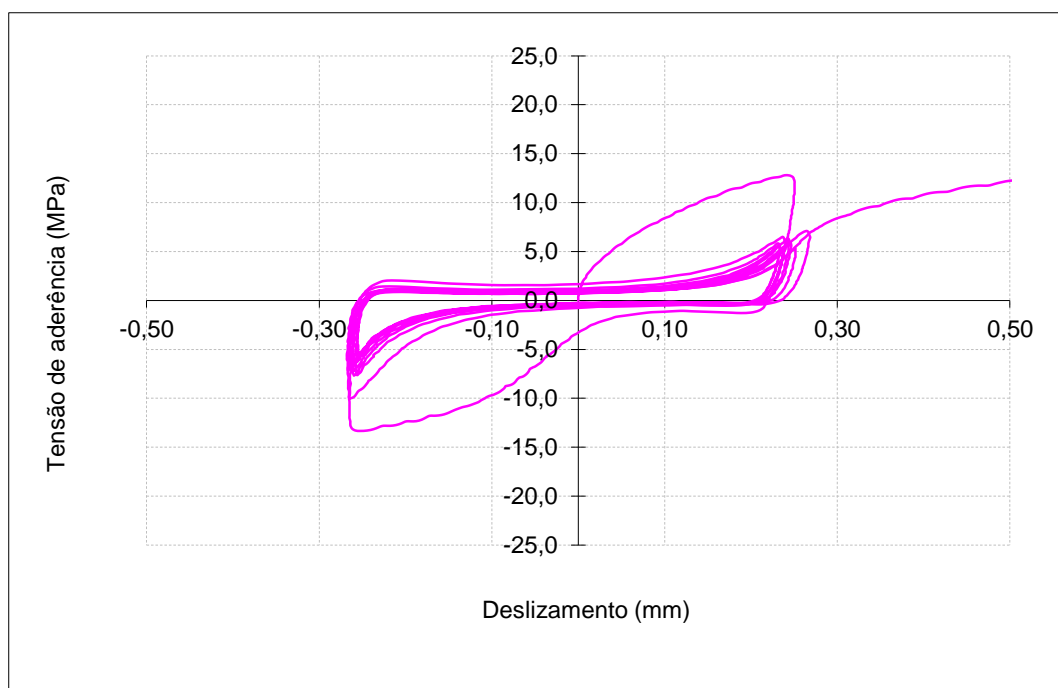
 $f_{R, média}$: 0,081

Data de ensaio: 18-04-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 49,2

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	15,20
τ_f	7,07
τ_3	6,08

	s (mm)
s_1	1,596
s_f	13,507
s_3	15,437

Provete: A_C1_16_8

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

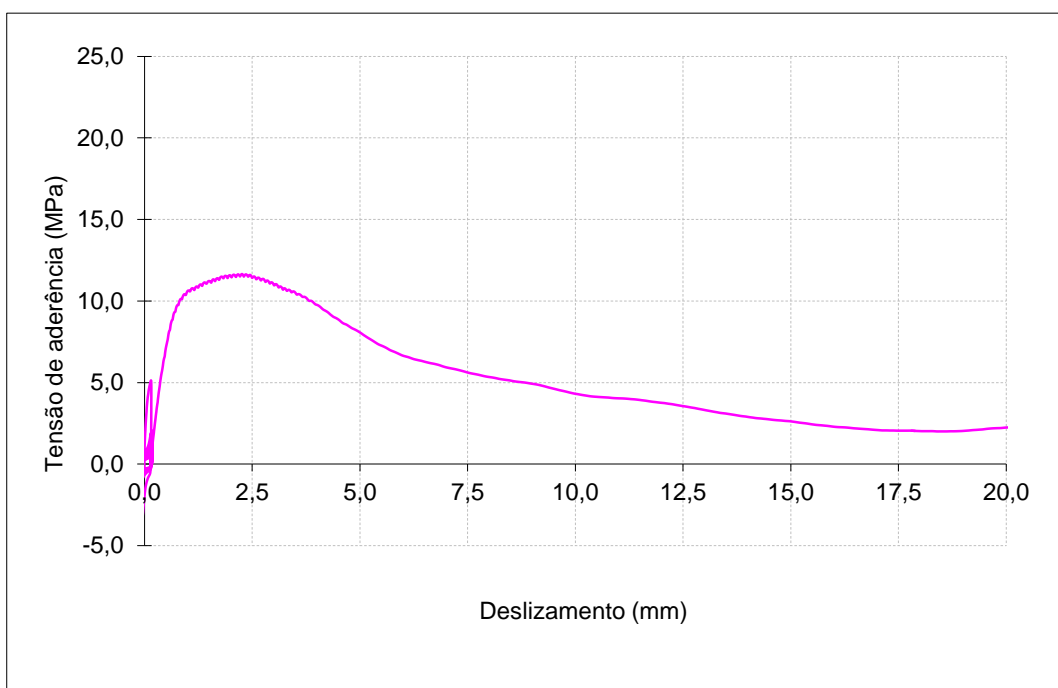
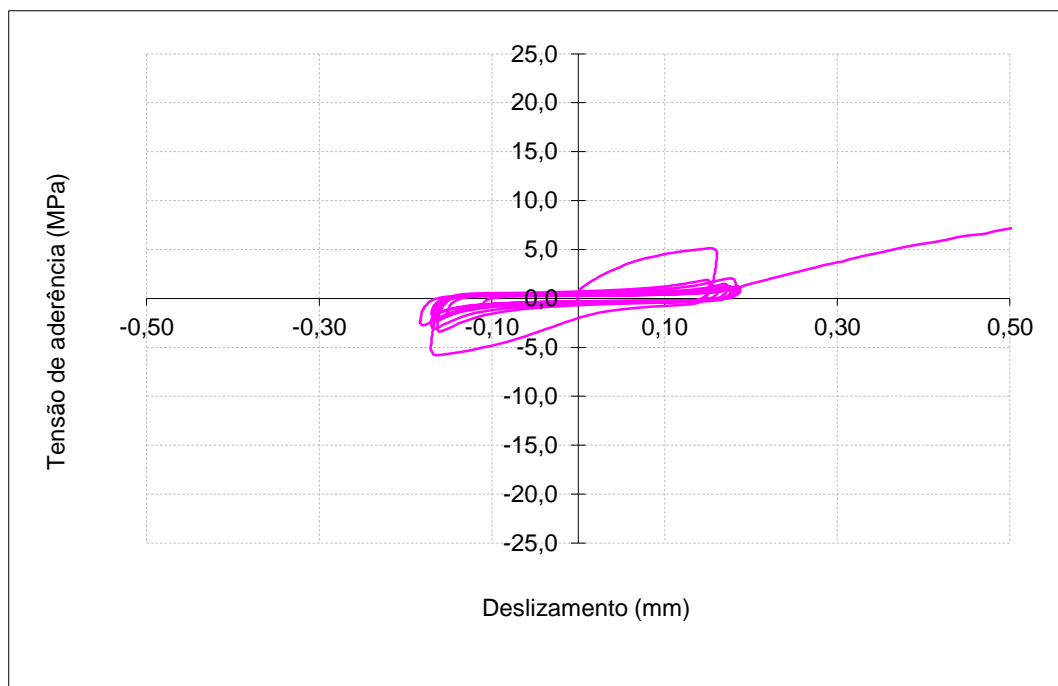
Data de ensaio: 24-05-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 52,8

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	11,65
τ_f	3,17
τ_3	4,66

	s (mm)
s_1	2,261
s_f	13,294
s_3	9,384

Provete: A_C1_16_9

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

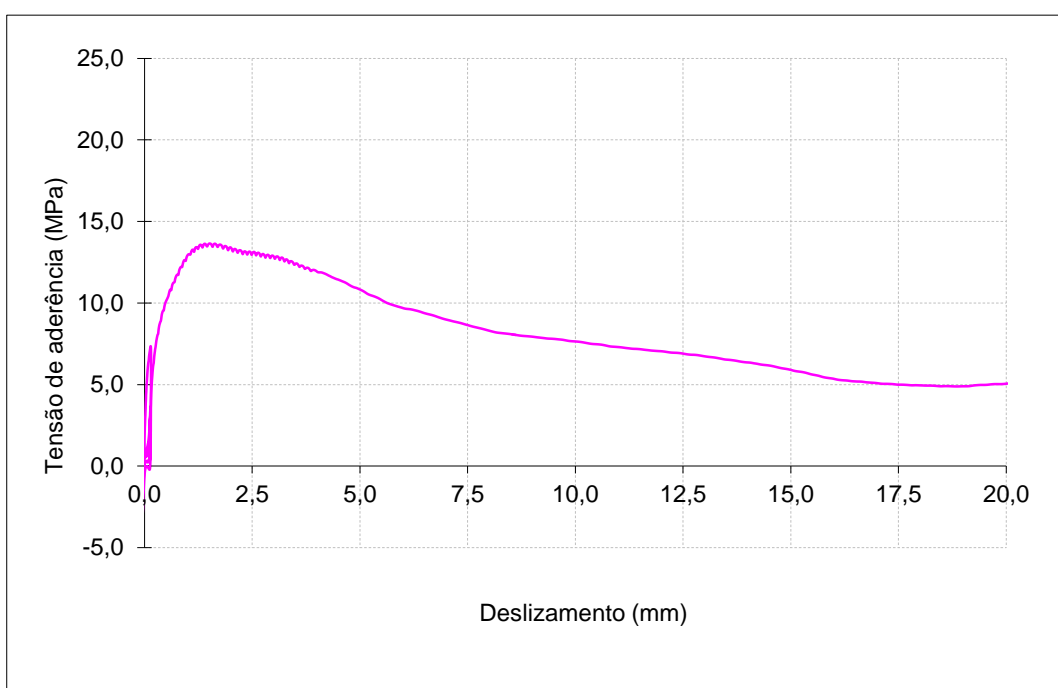
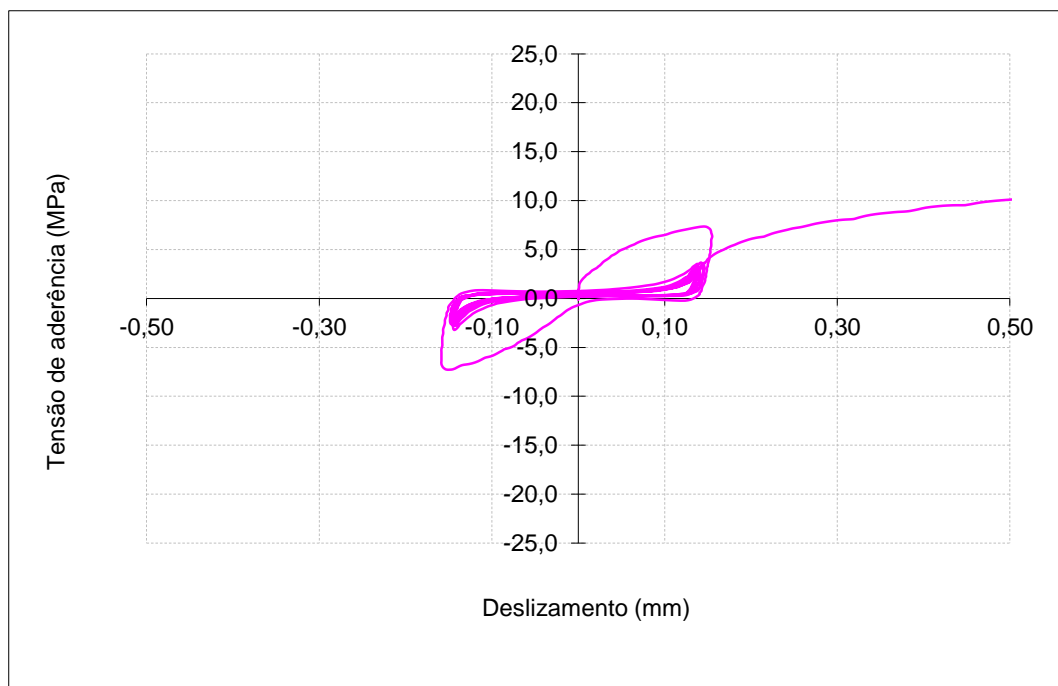
 $f_{R, média}$: 0,081

Data de ensaio: 24-05-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 44,5

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	13,65
τ_f	6,62
τ_3	5,46

	s (mm)
s_1	1,519
s_f	13,315
s_3	15,735

Provete: B_C1_16_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,099

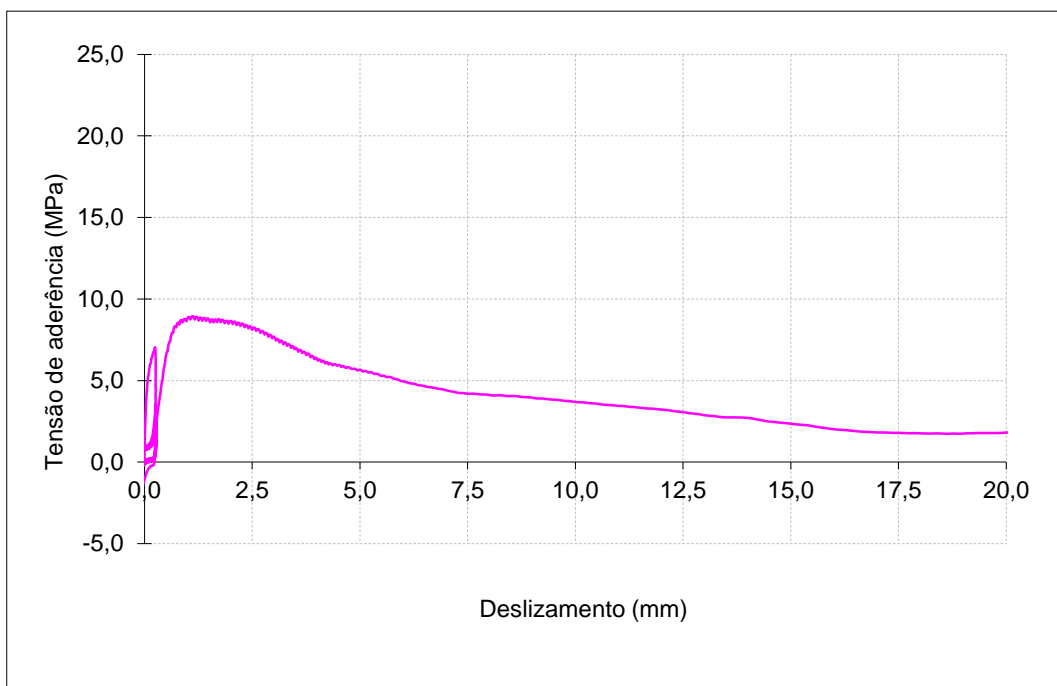
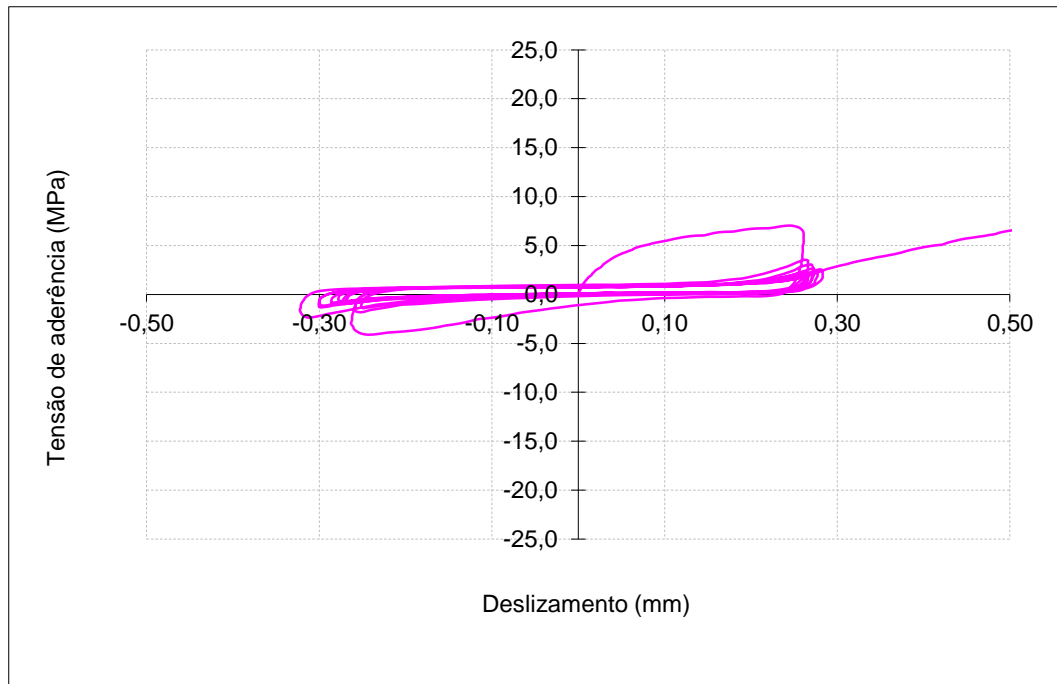
Data de ensaio: 19-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,1

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	8,94
τ_f	2,86
τ_3	3,58

	s (mm)
s_1	1,122
s_f	13,033
s_3	10,500

Provete: B_C1_16_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

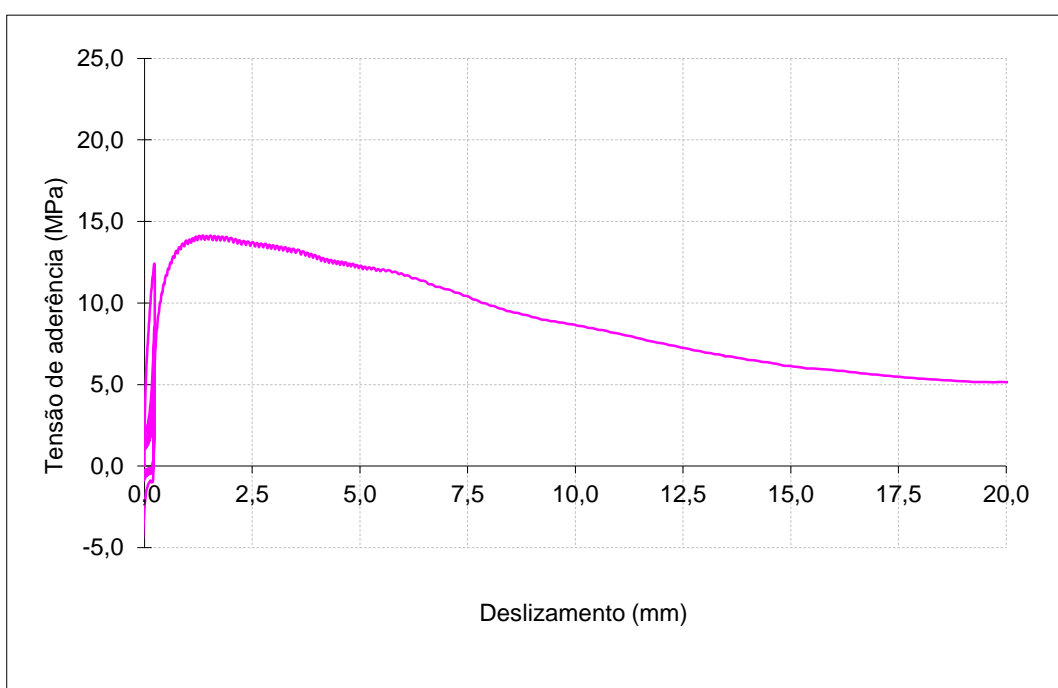
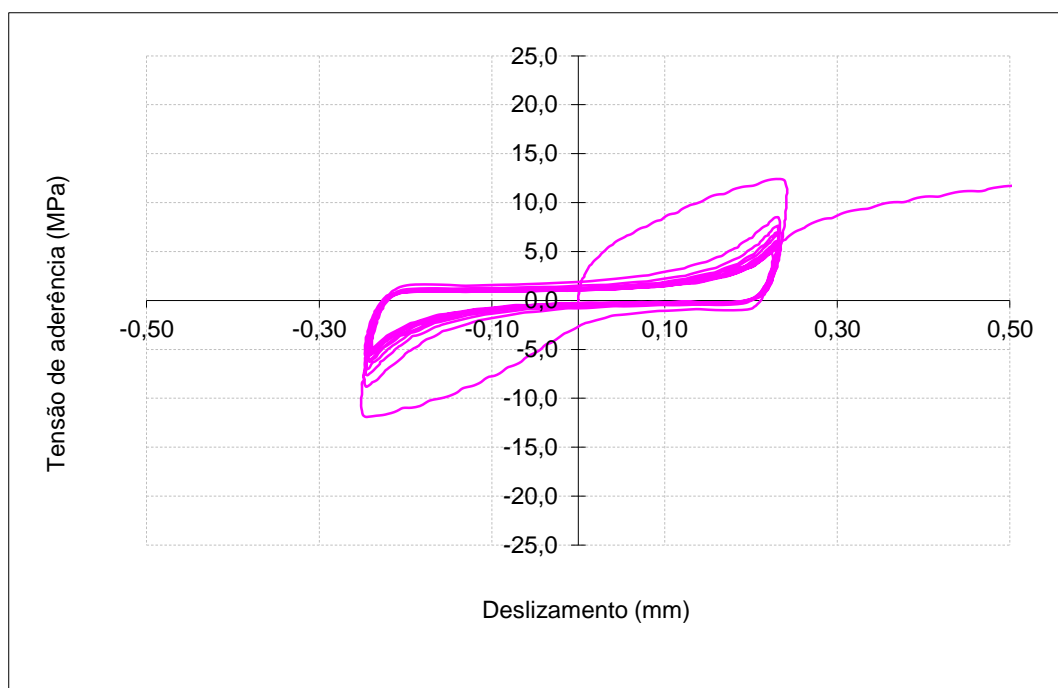
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 19-04-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 42,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,14
τ_f	6,74
τ_3	5,66

	s (mm)
s_1	1,361
s_f	13,460
s_3	16,780

Provete: B_C1_16_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,099

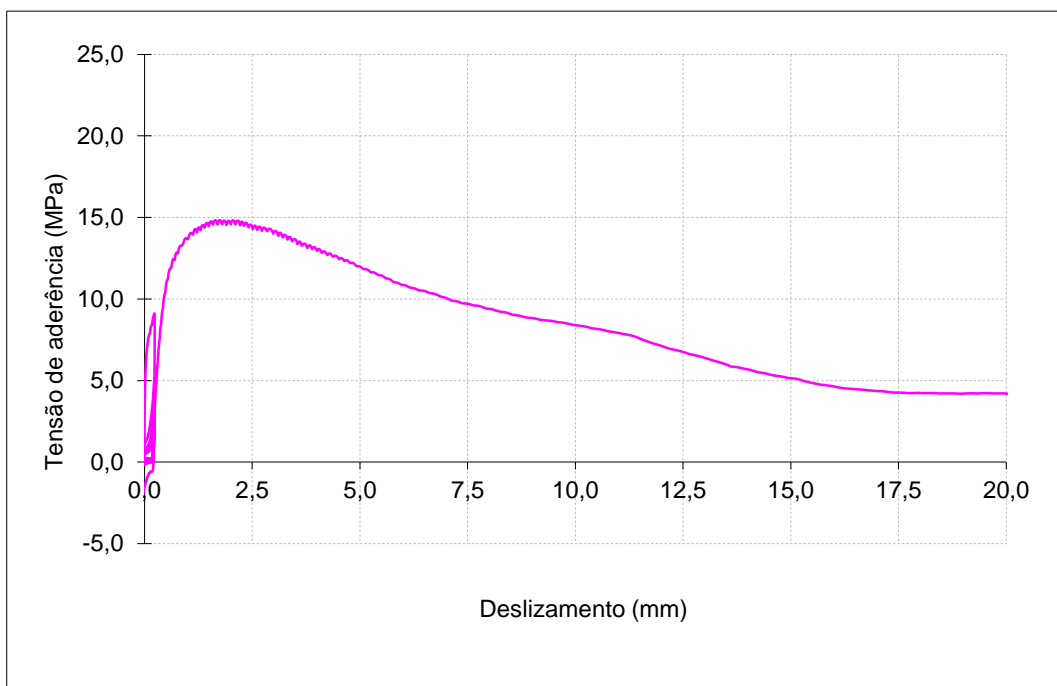
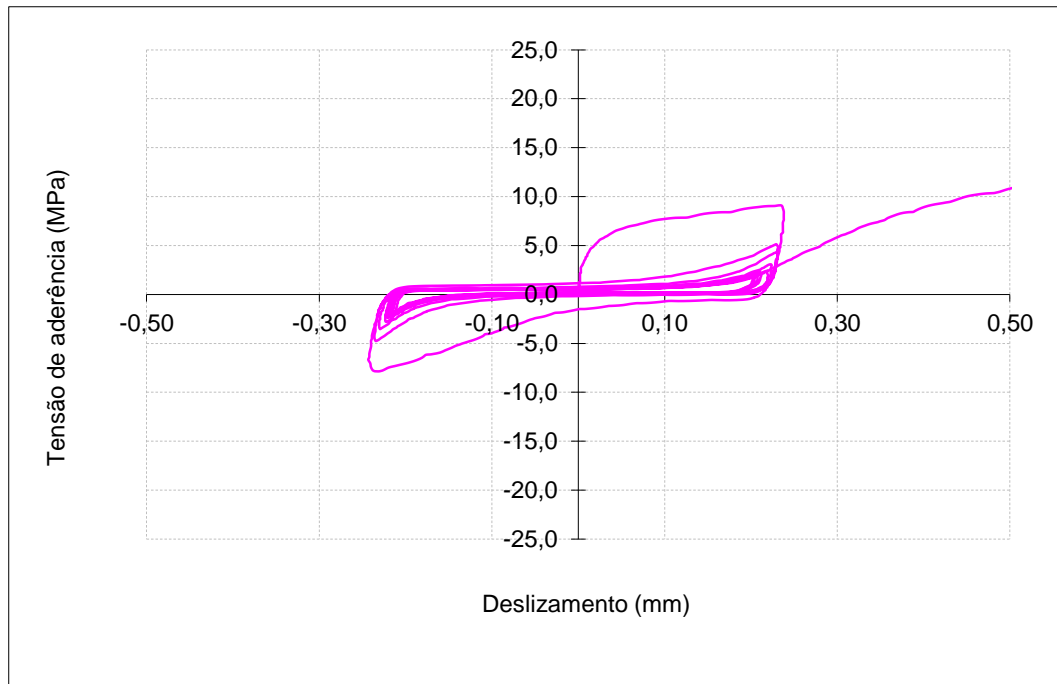
Data de ensaio: 19-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,4

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,83
τ_f	5,87
τ_3	5,93

	s (mm)
s_1	1,752
s_f	13,604
s_3	13,499

Provete: B_C1_16_7

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

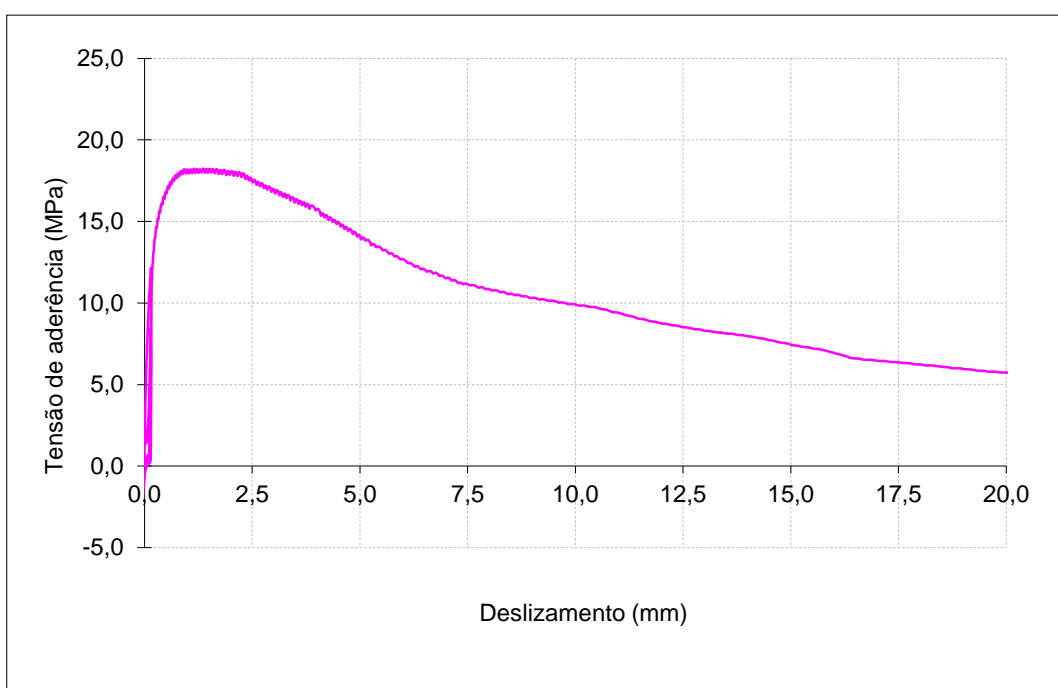
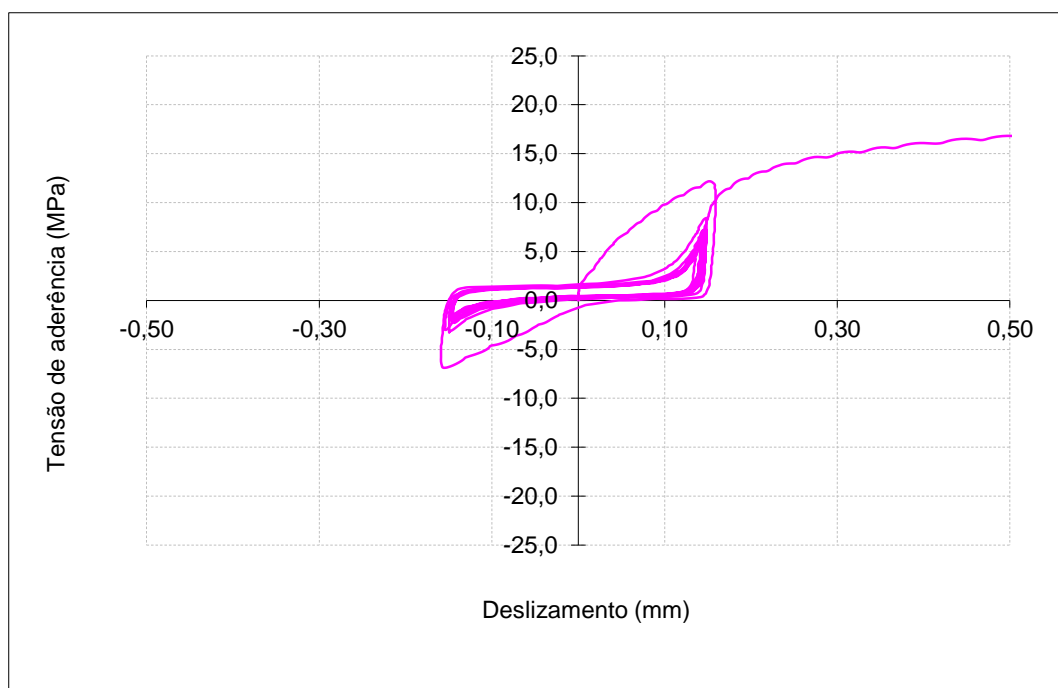
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 24-04-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 42,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	18,24
τ_f	8,16
τ_3	7,30

	s (mm)
s_1	1,367
s_f	13,388
s_3	15,353

Provete: B_C1_16_8

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,099

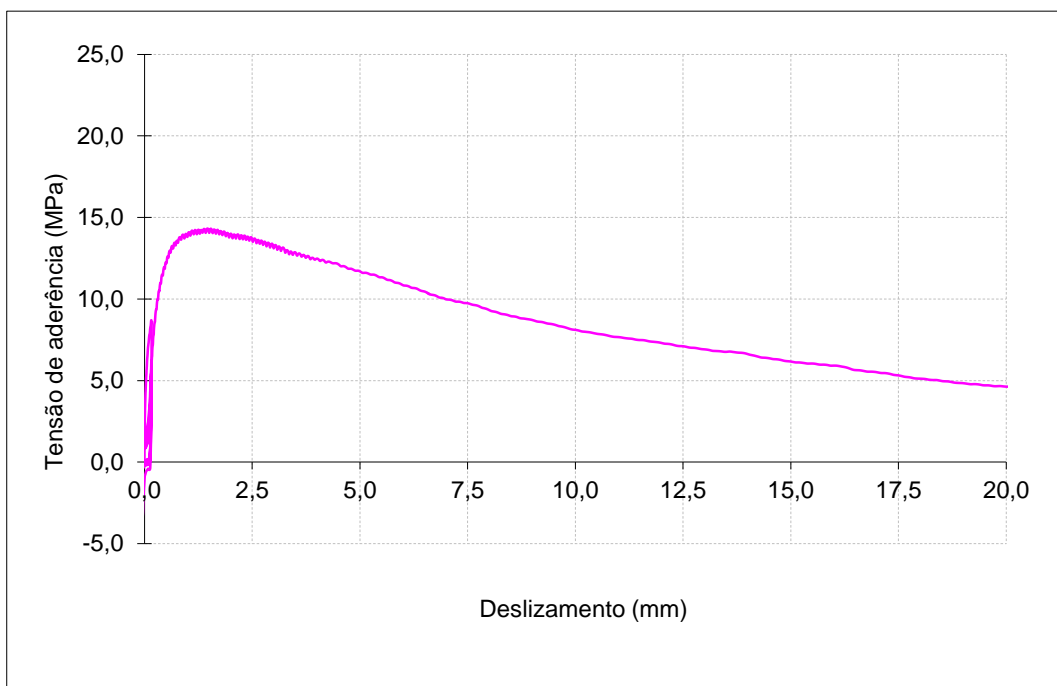
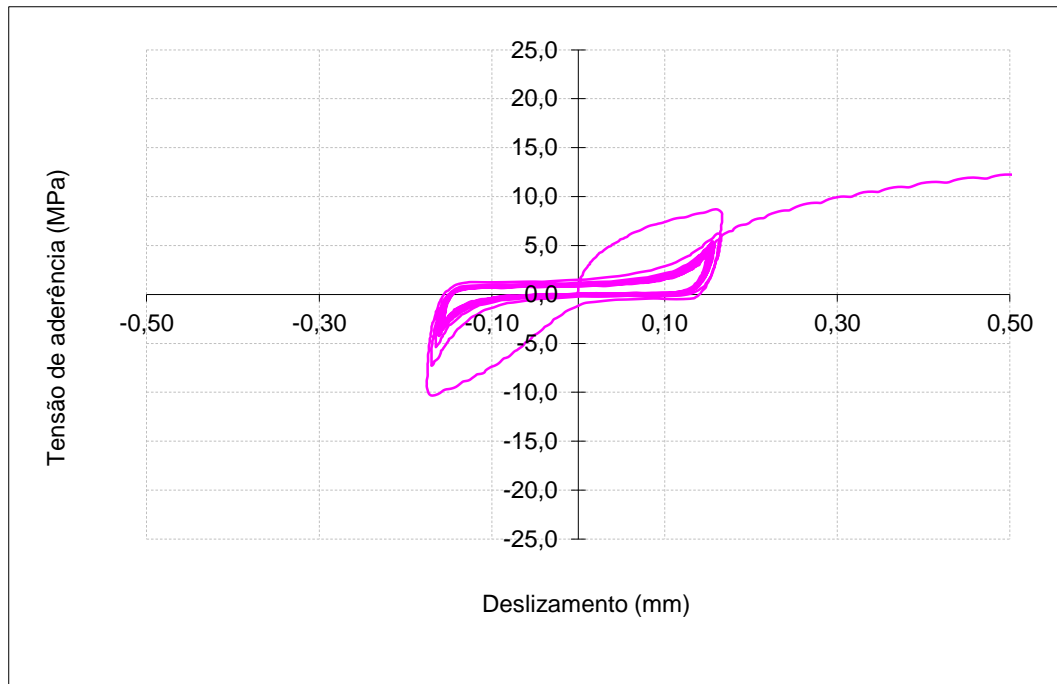
Data de ensaio: 24-04-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,1

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,32
τ_f	6,86
τ_3	5,73

	s (mm)
s_1	1,459
s_f	13,120
s_3	15,715

Provete: B_C1_16_9

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

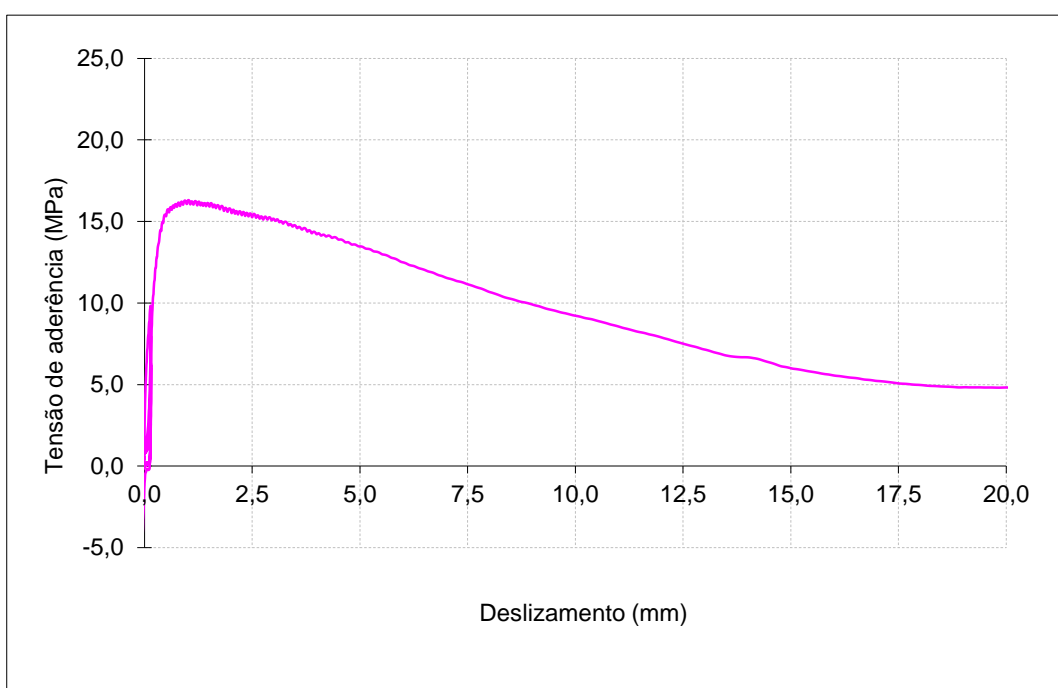
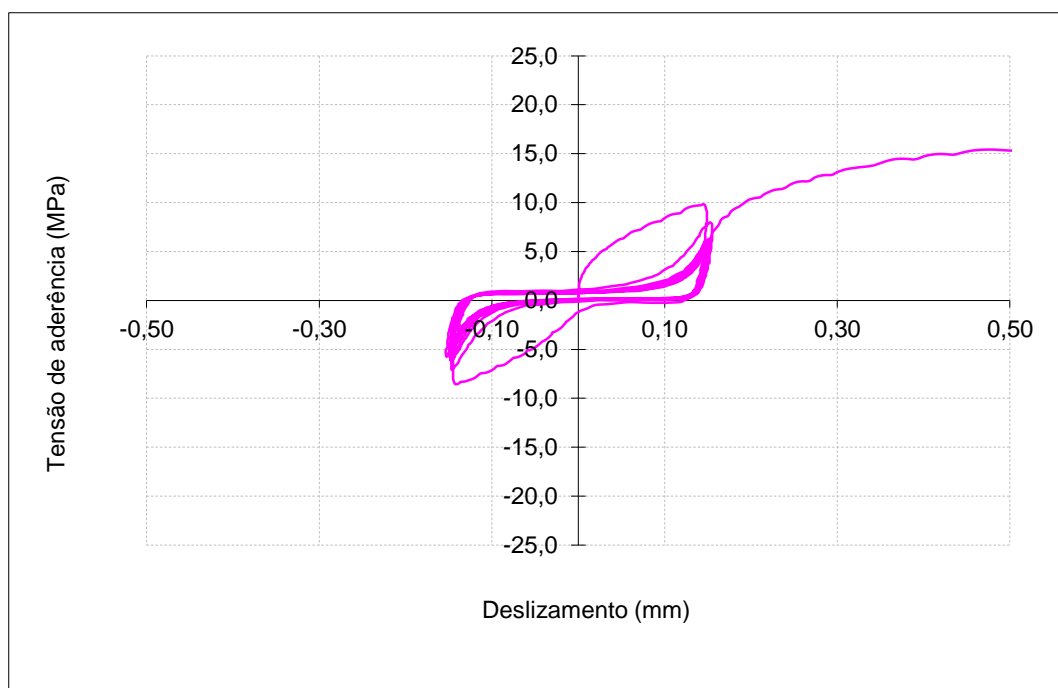
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 24-04-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 42,2

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	16,30
τ_f	6,98
τ_3	6,52

	s (mm)
s_1	1,015
s_f	13,213
s_3	14,293

Provete: AT_C1_16_4

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

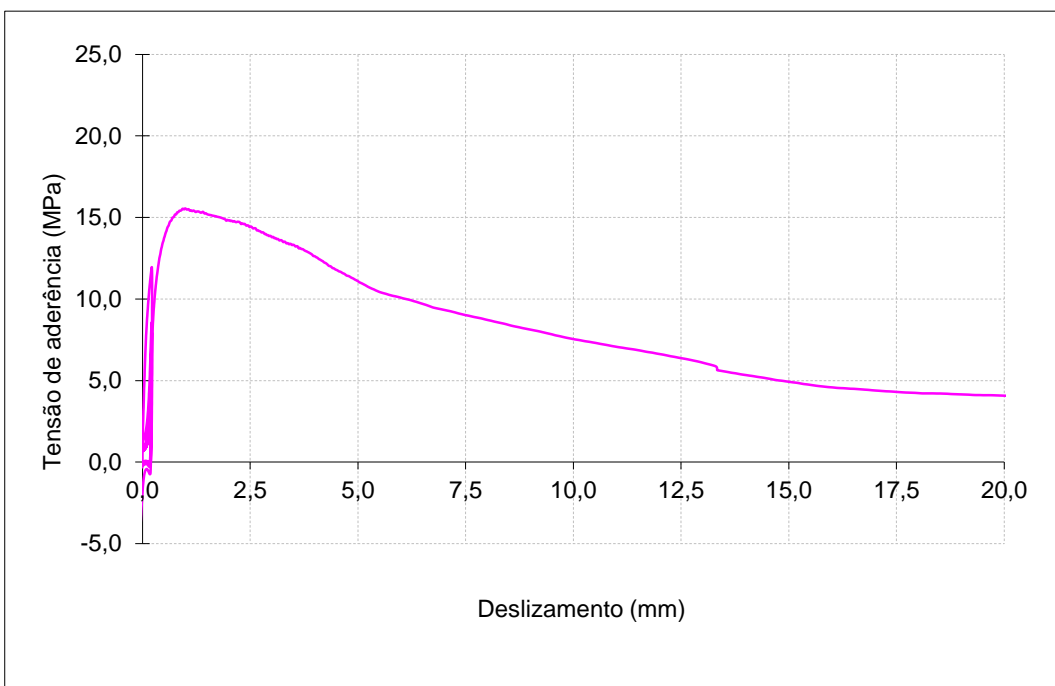
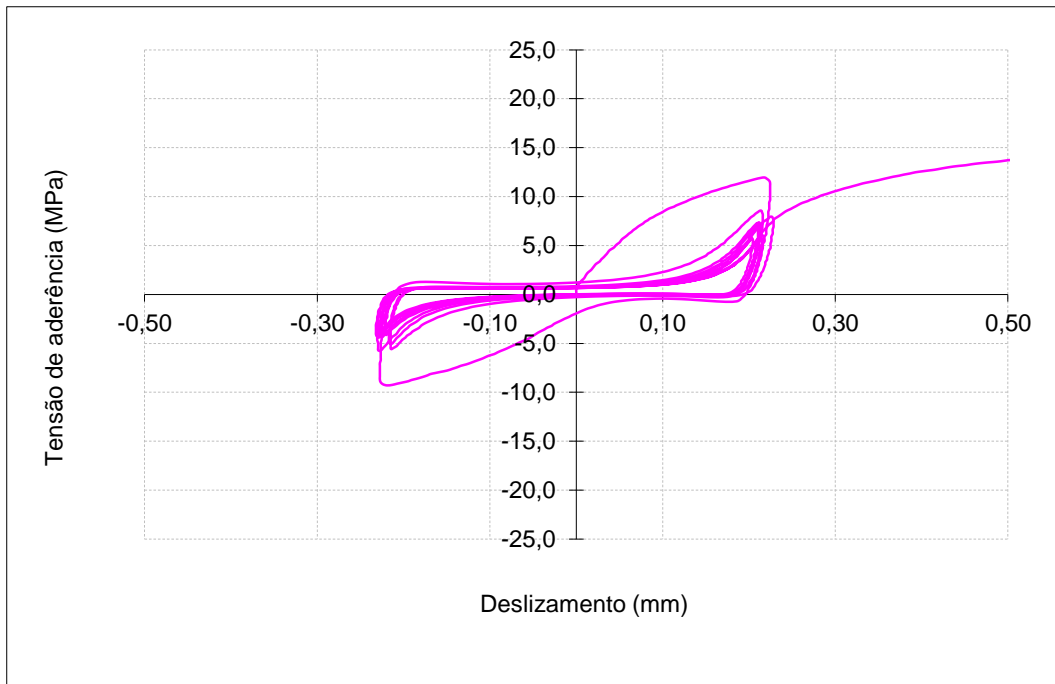
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 21-05-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 48,9



	τ (MPa)
τ_1	15,55
τ_f	5,64
τ_3	6,22

	s (mm)
s_1	0,988
s_f	13,341
s_3	12,791

Provete: AT_C1_16_5

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

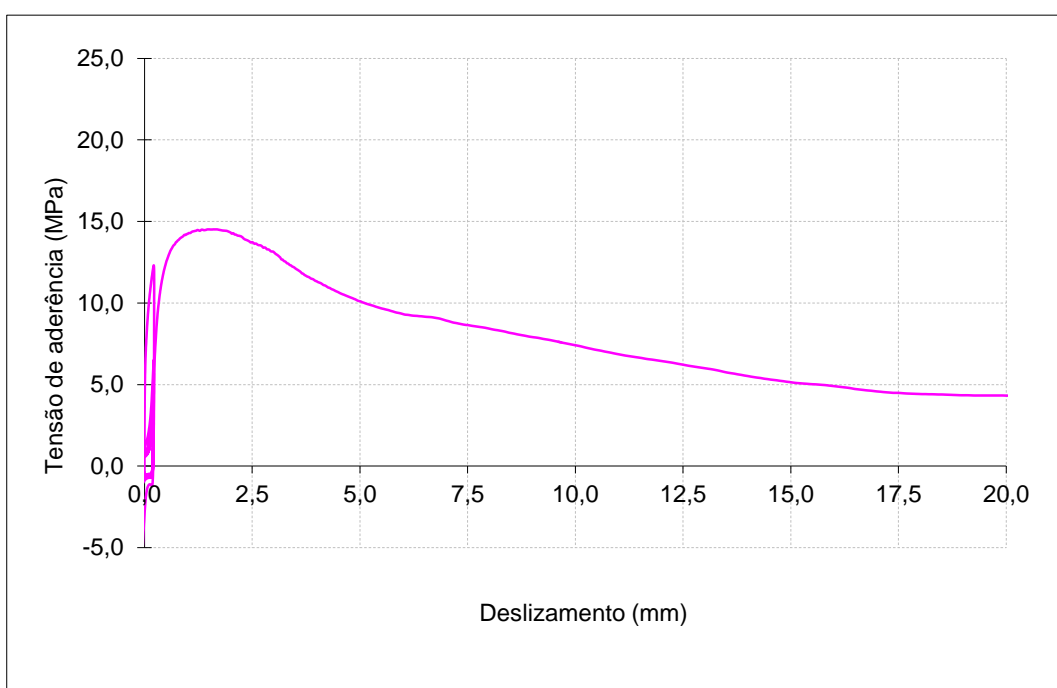
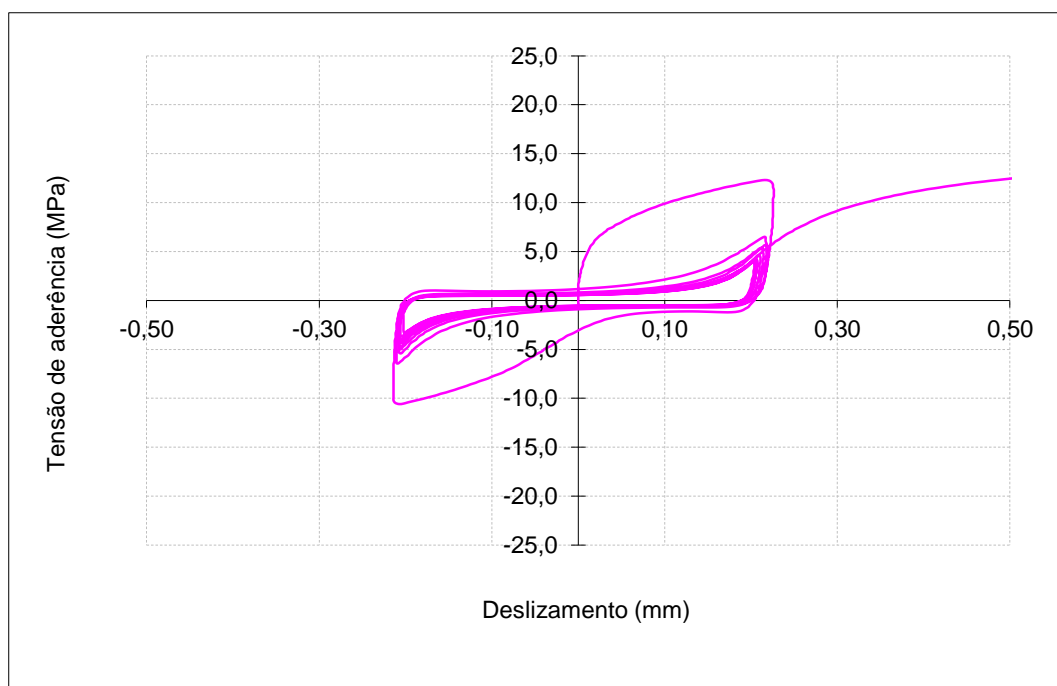
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 21-05-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 51,4



	τ (MPa)
τ_1	14,51
τ_f	5,89
τ_3	5,80

	s (mm)
s_1	1,468
s_f	13,250
s_3	13,400

Provete: AT_C1_16_6

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

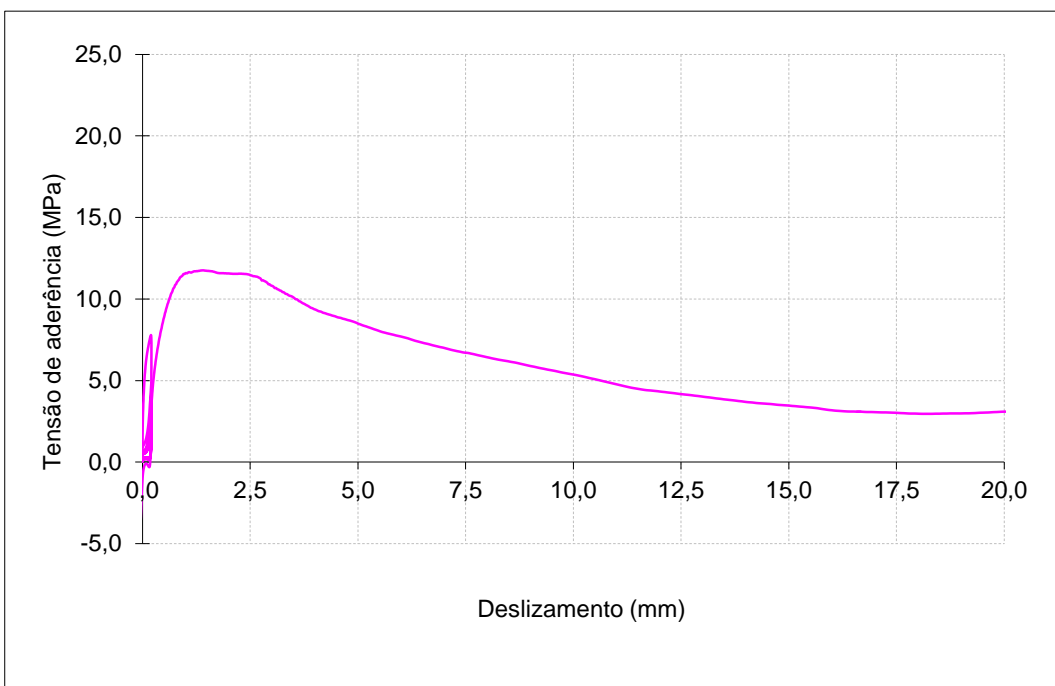
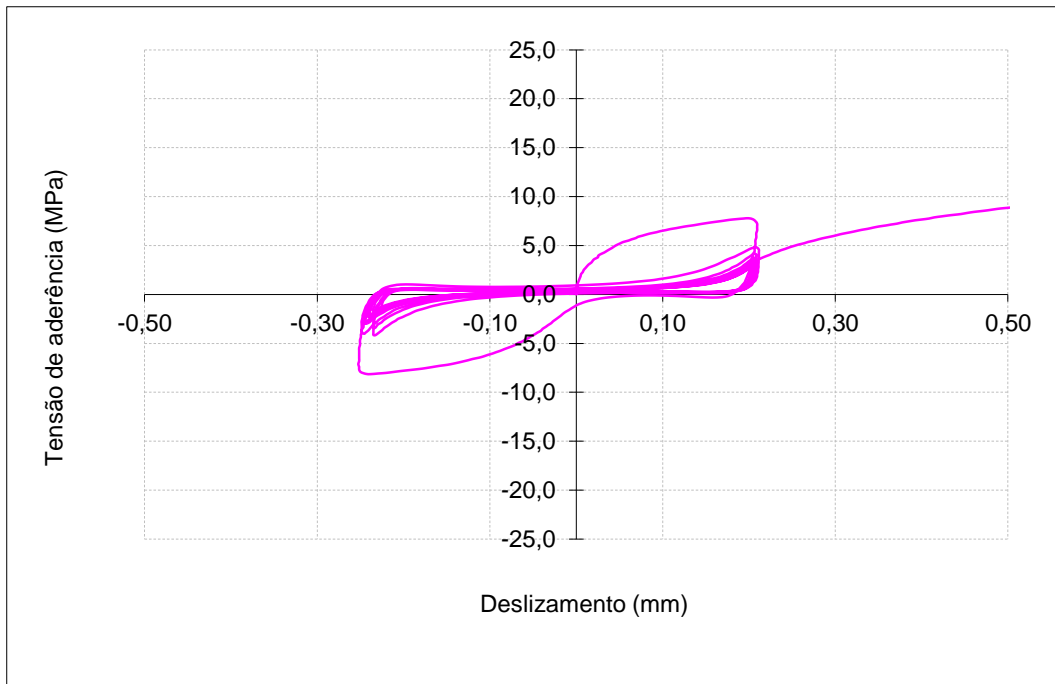
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 21-05-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 51,0



	τ (MPa)
τ_1	11,75
τ_f	3,90
τ_3	4,70

	s (mm)
s_1	1,381
s_f	13,328
s_3	11,094

Provete: BT_C1_16_4

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

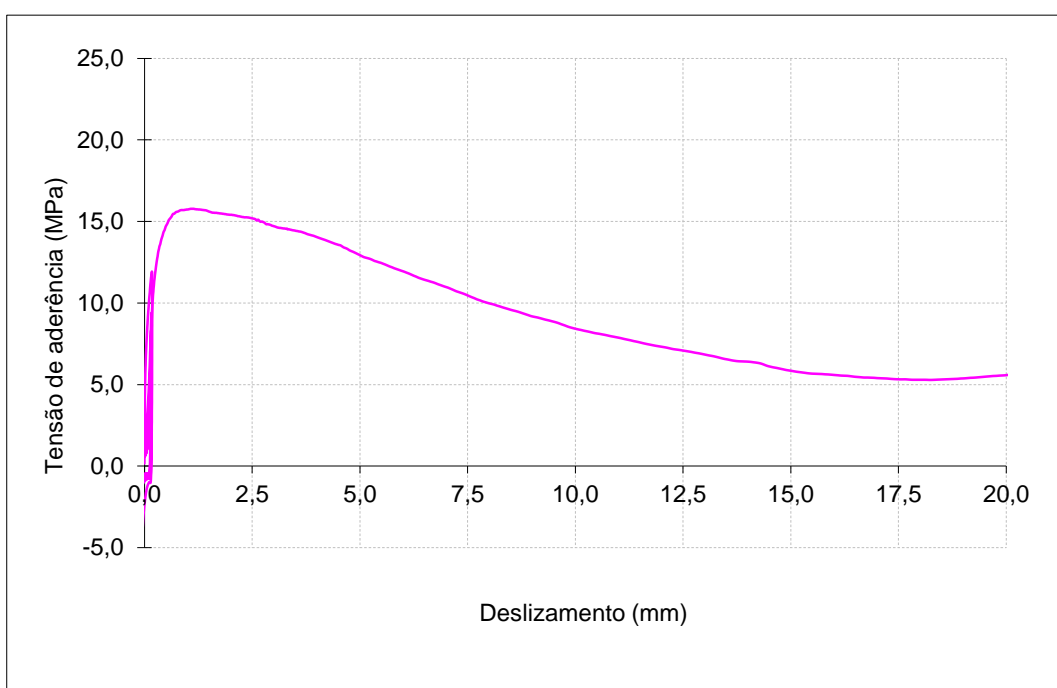
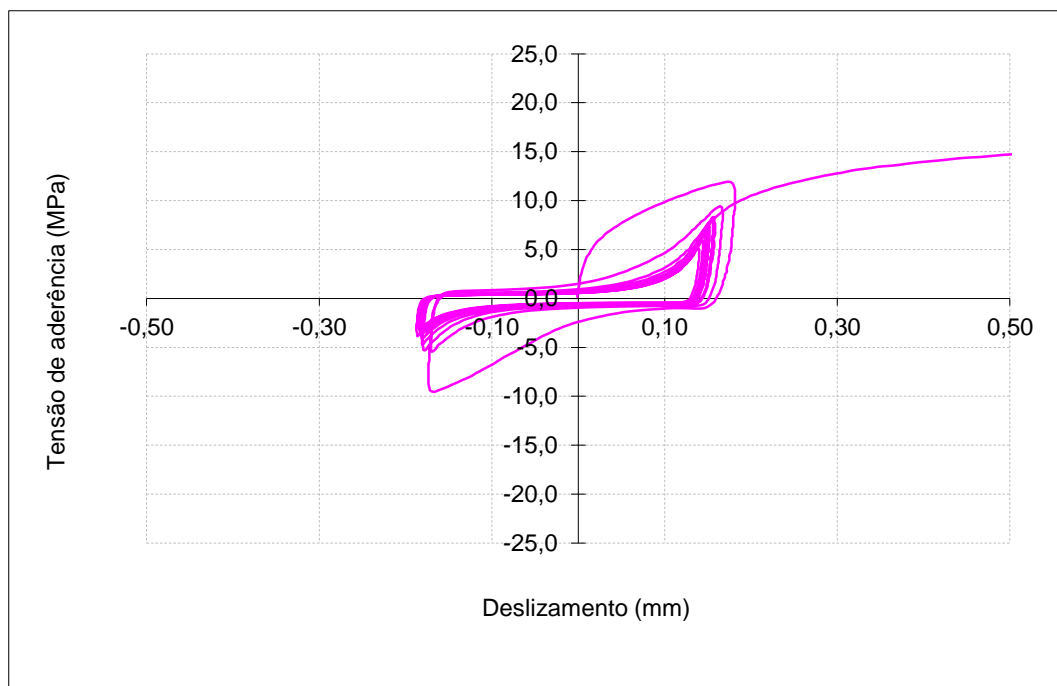
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 22-05-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,3



	τ (MPa)
τ_1	15,78
τ_f	6,79
τ_3	6,31

	s (mm)
s_1	1,075
s_f	13,096
s_3	14,221

Provete: BT_C1_16_5

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

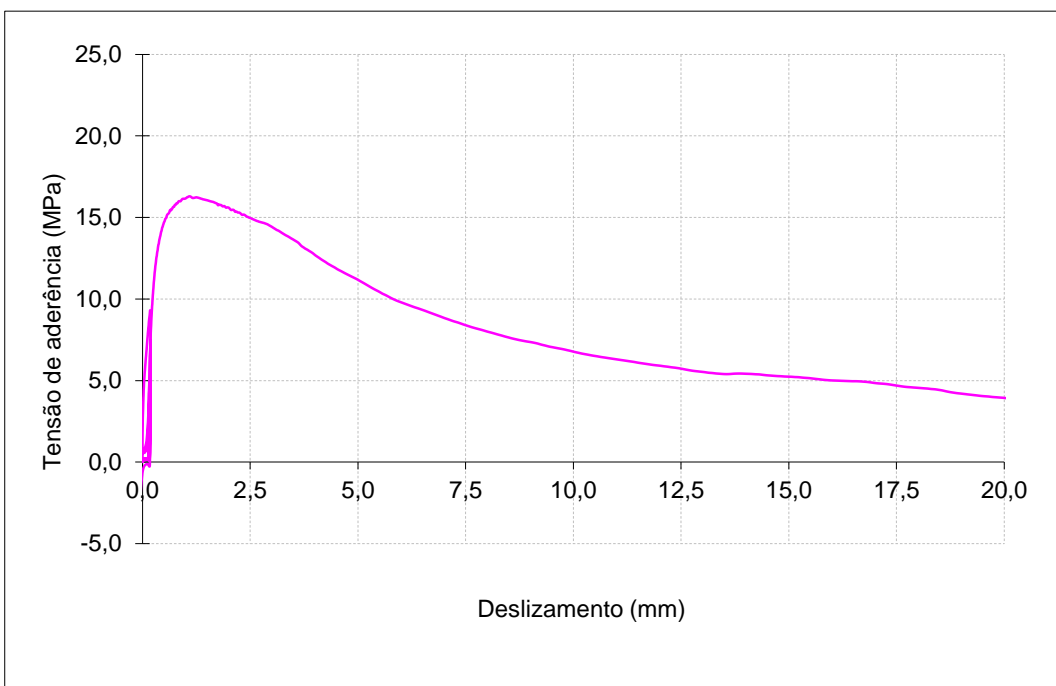
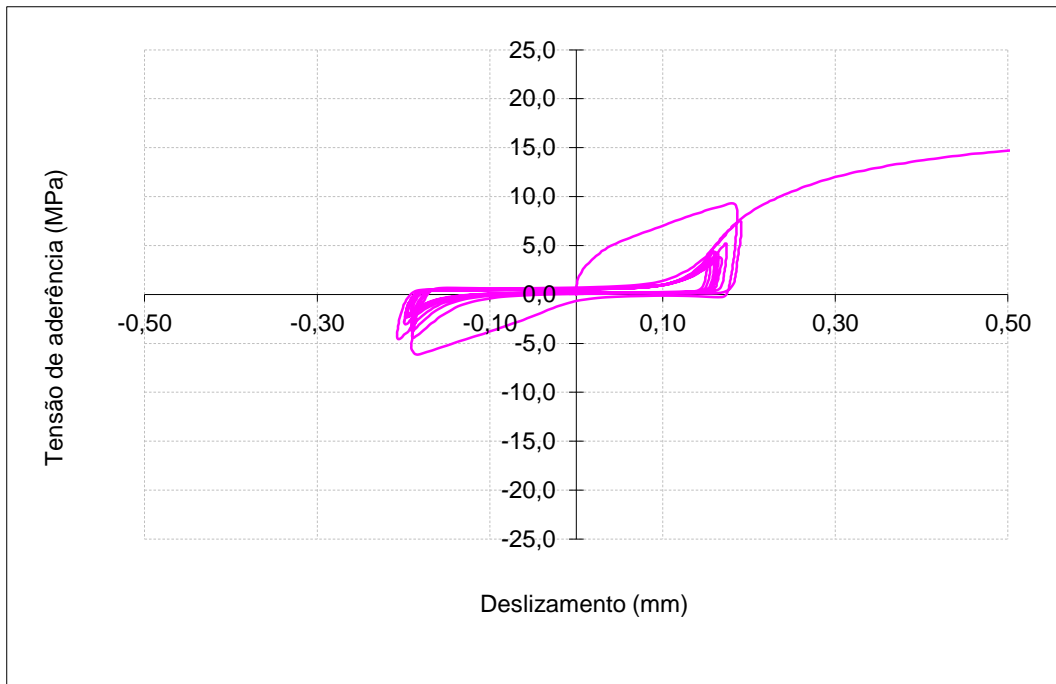
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 22-05-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 42,3



	τ (MPa)
τ_1	16,29
τ_f	5,46
τ_3	6,52

	s (mm)
s_1	1,088
s_f	13,224
s_3	10,466

Provete: BT_C1_16_6

Data de ensaio: 22-05-2012

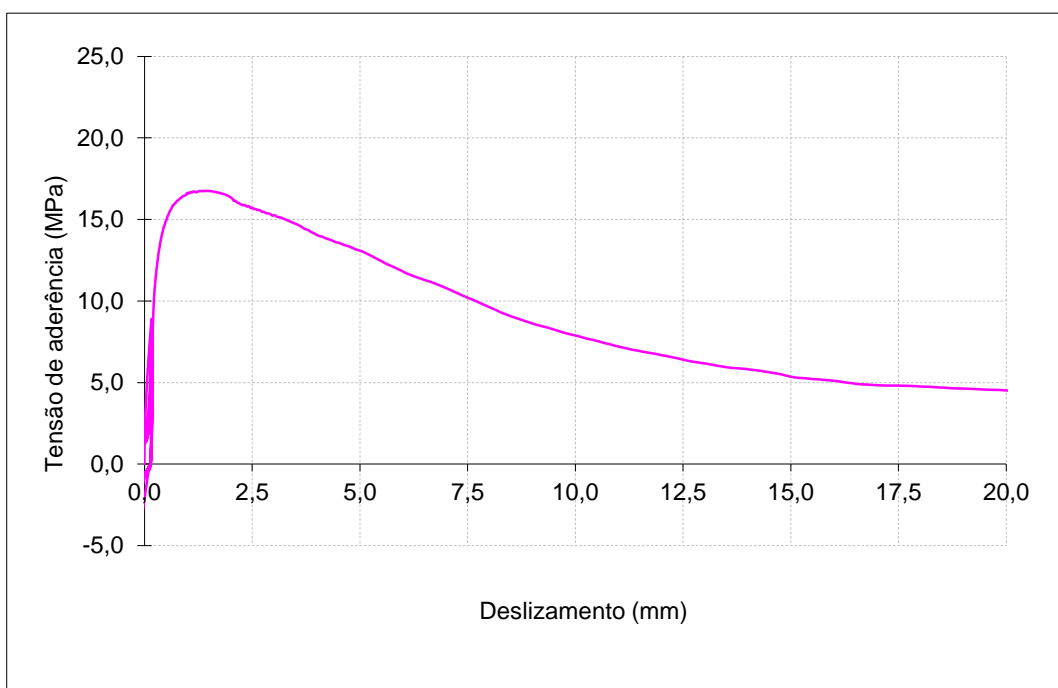
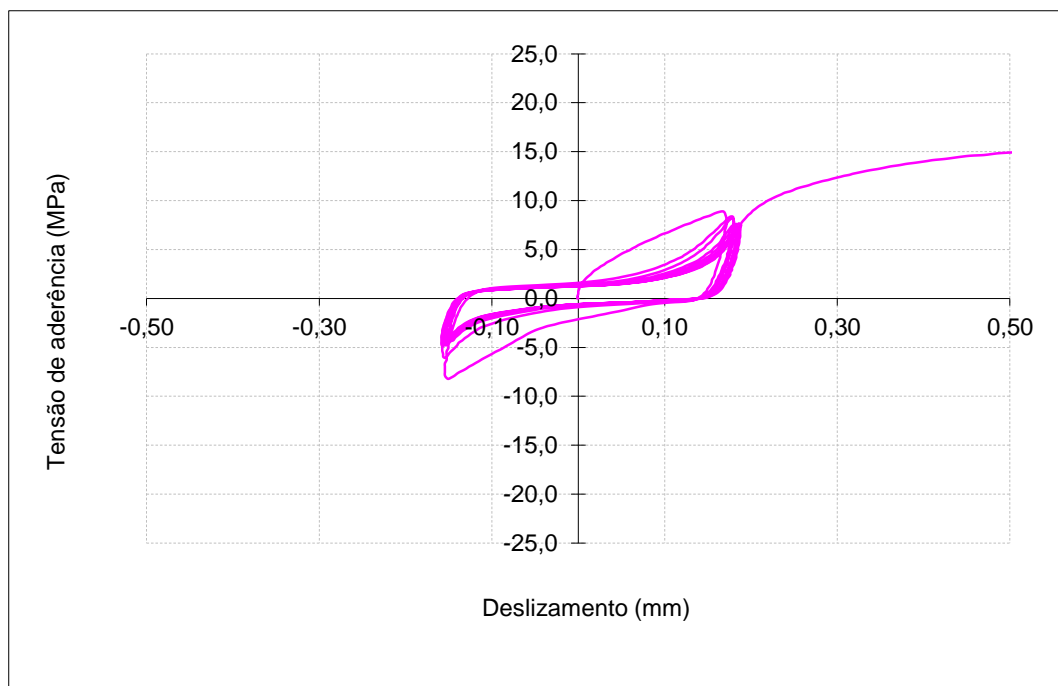
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C30/37

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 45,0 $f_{R, média}$: 0,098

Ensaio Cíclico Tipo 1

 f_c (MPa): 42,3

	τ (MPa)
τ_1	16,75
τ_f	5,96
τ_3	6,70

	s (mm)
s_1	1,290
s_f	13,465
s_3	11,920

Provete: A_C2_16_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

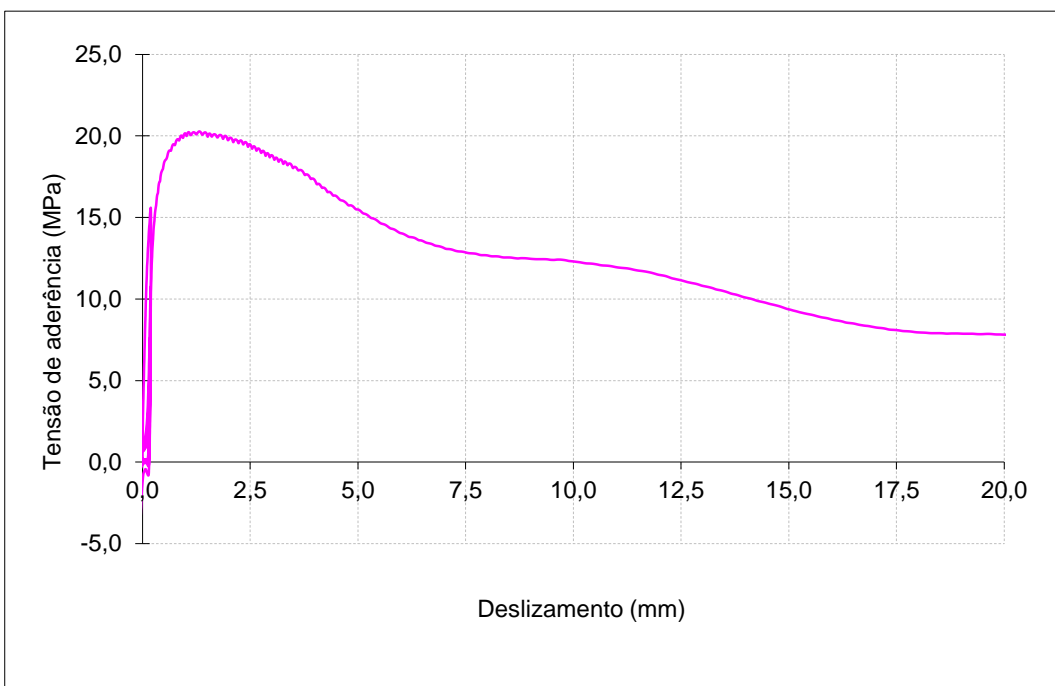
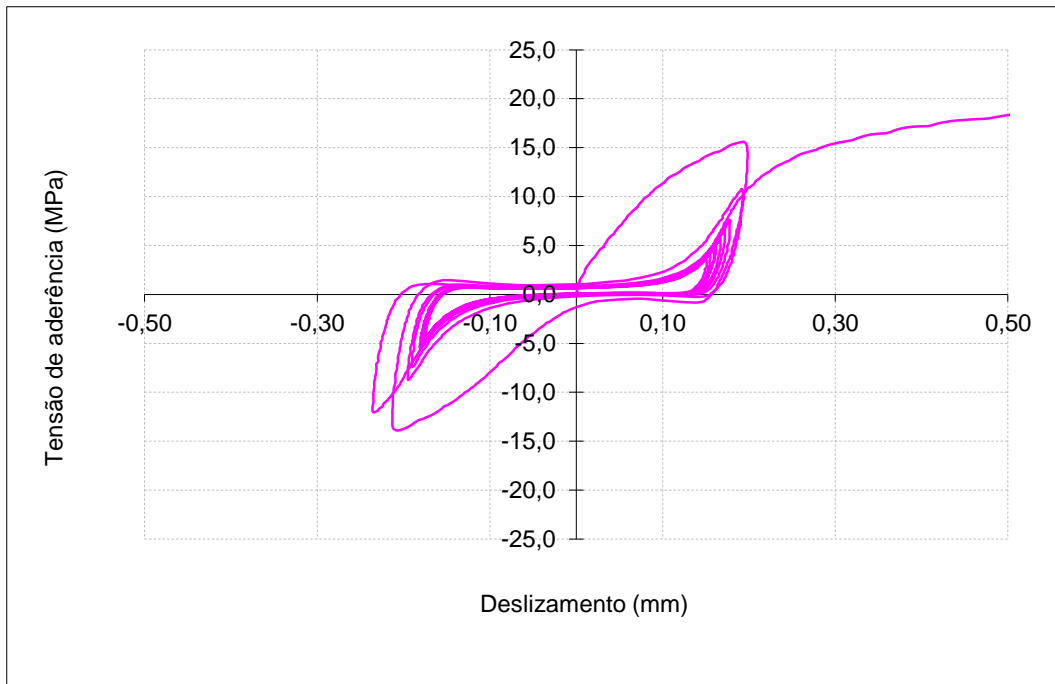
Data de ensaio: 20-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 60,4

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	20,27
τ_f	11,01
τ_3	8,11

	s (mm)
s_1	1,320
s_f	12,700
s_3	17,440

Provete: A_C2_16_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

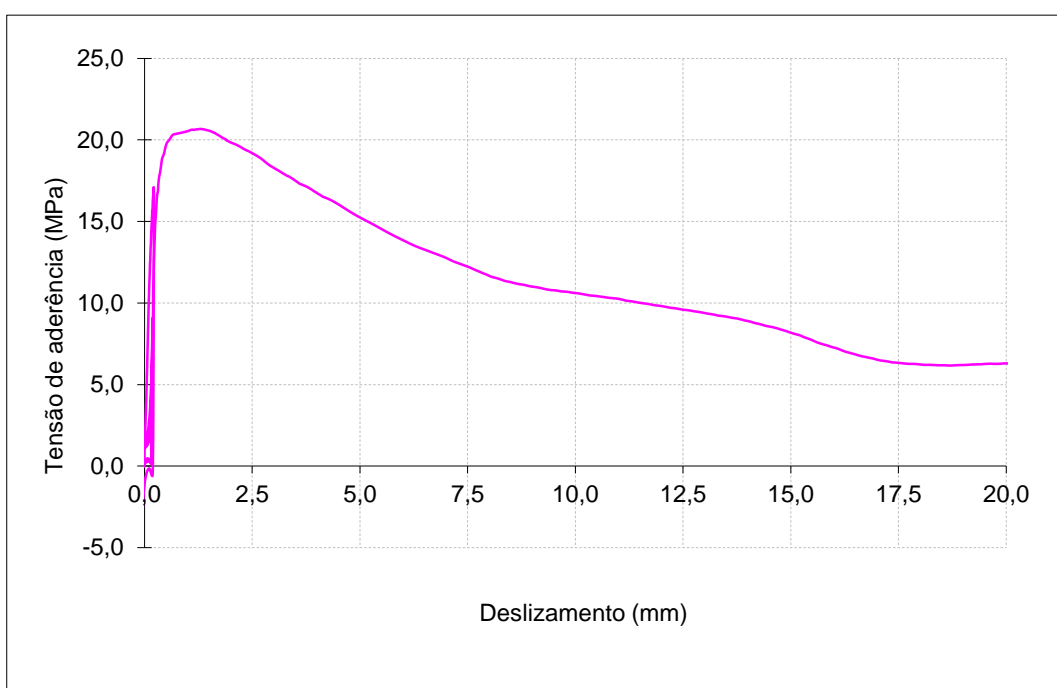
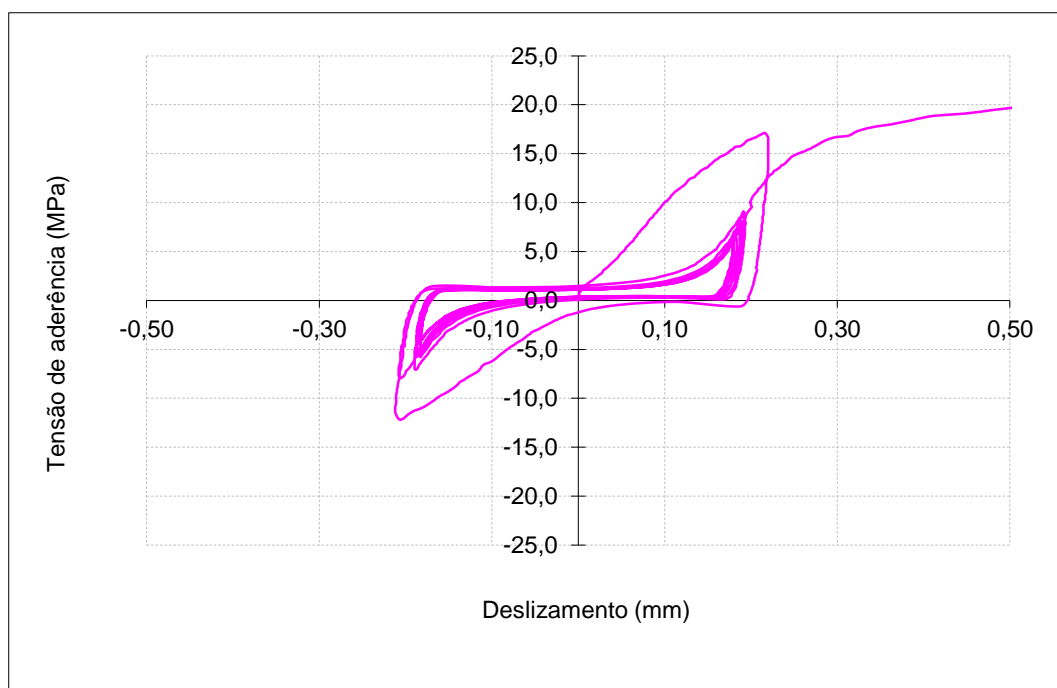
Data de ensaio: 20-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 60,4

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	20,67
τ_f	9,28
τ_3	8,27

	s (mm)
s_1	1,284
s_f	13,223
s_3	14,898

Provete: A_C2_16_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,081

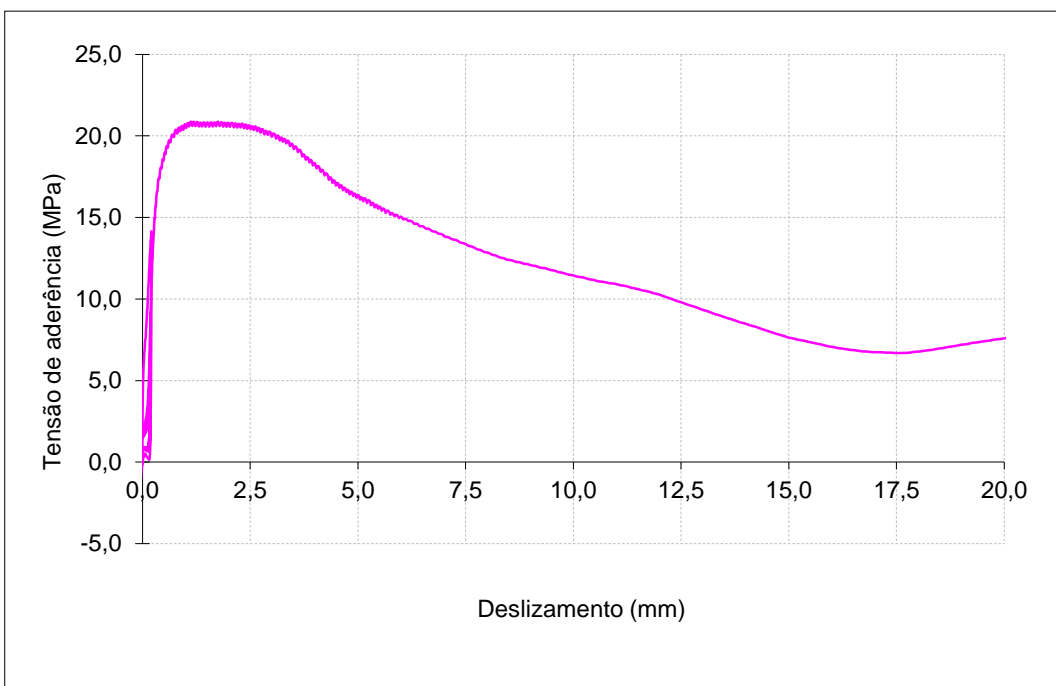
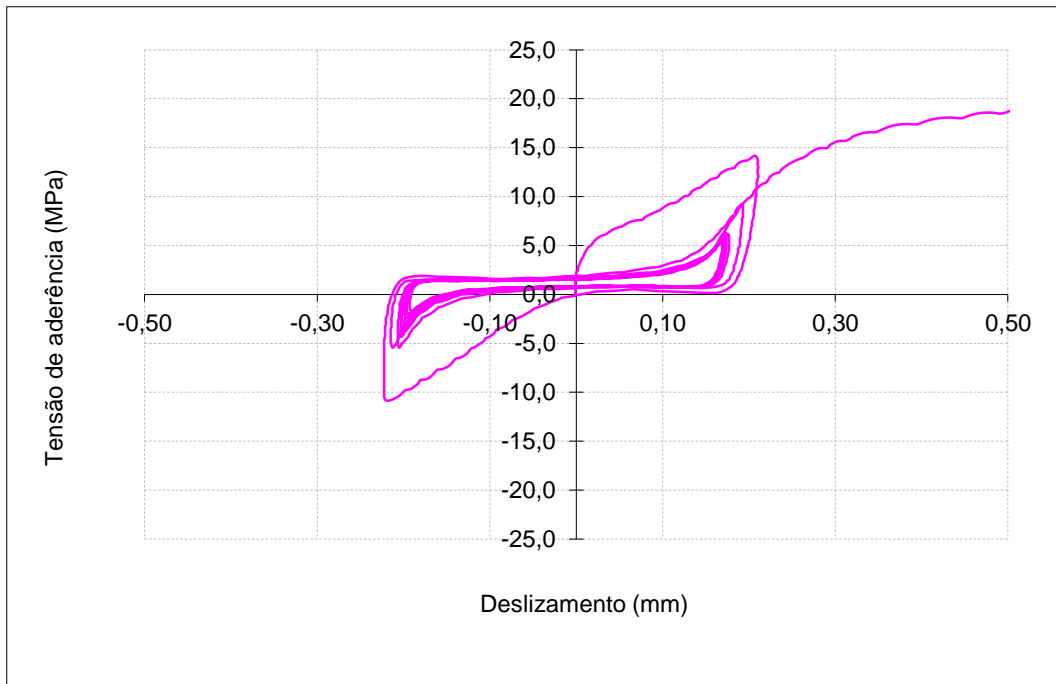
Data de ensaio: 20-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,7

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	20,86
τ_f	8,73
τ_3	8,35

	s (mm)
s_1	1,129
s_f	13,702
s_3	14,167

Provete: B_C2_16_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

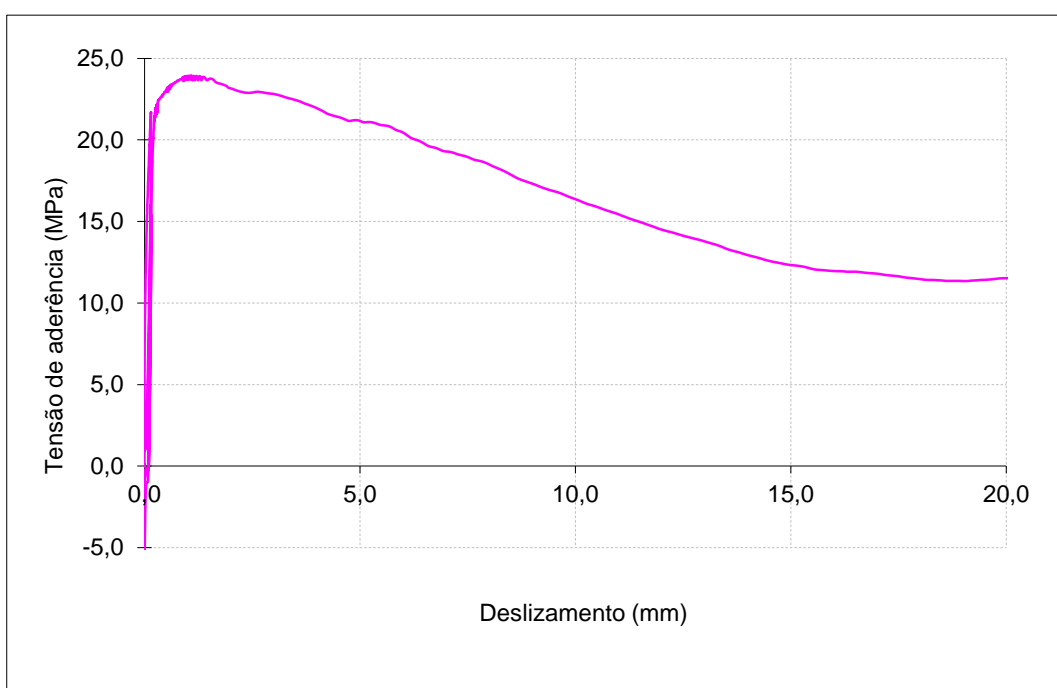
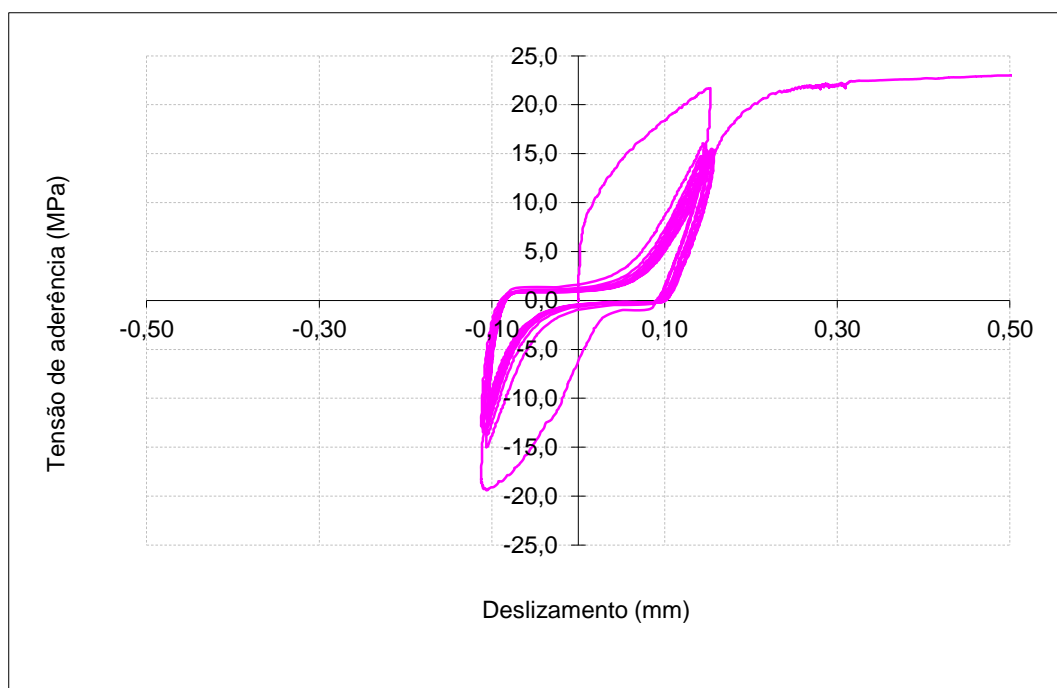
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 20-04-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	23,95
τ_f	13,44
τ_3	9,58

	s (mm)
s_1	1,084
s_f	13,406
s_3	-

Provete: B_C2_16_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,099

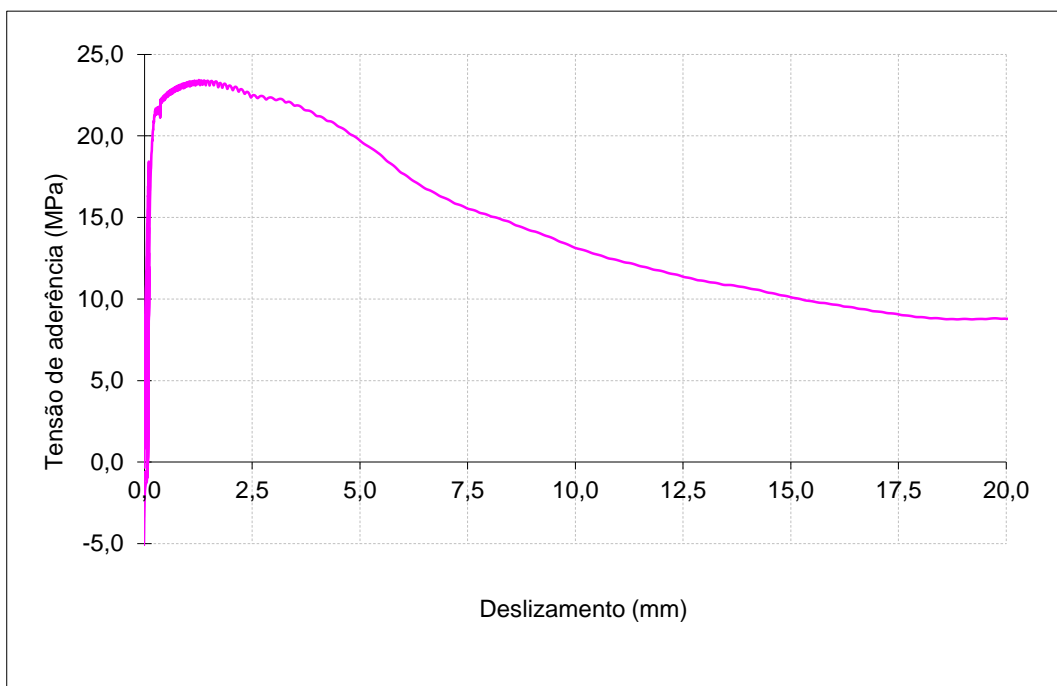
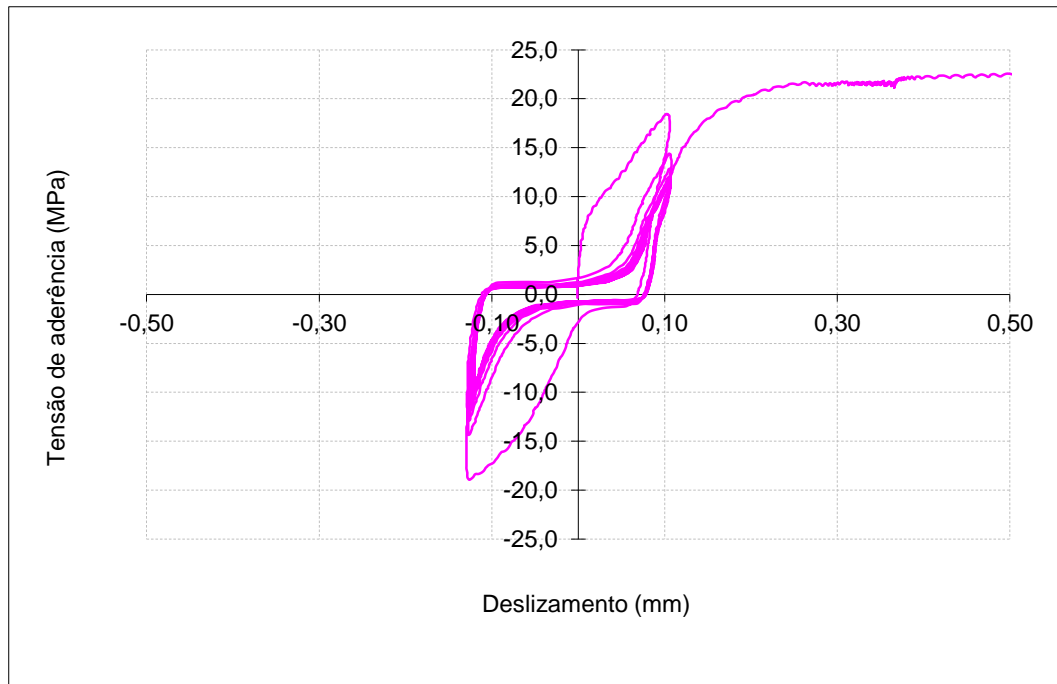
Data de ensaio: 20-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	23,42
τ_f	11,10
τ_3	9,37

	s (mm)
s_1	1,262
s_f	12,999
s_3	16,749

Provete: B_C2_16_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 16

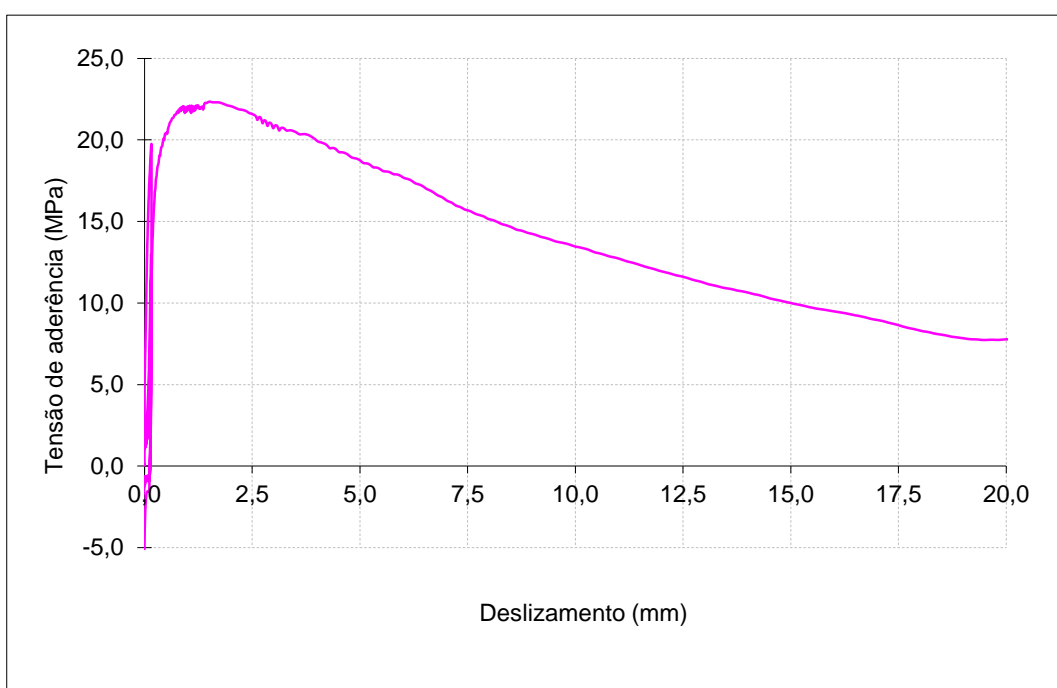
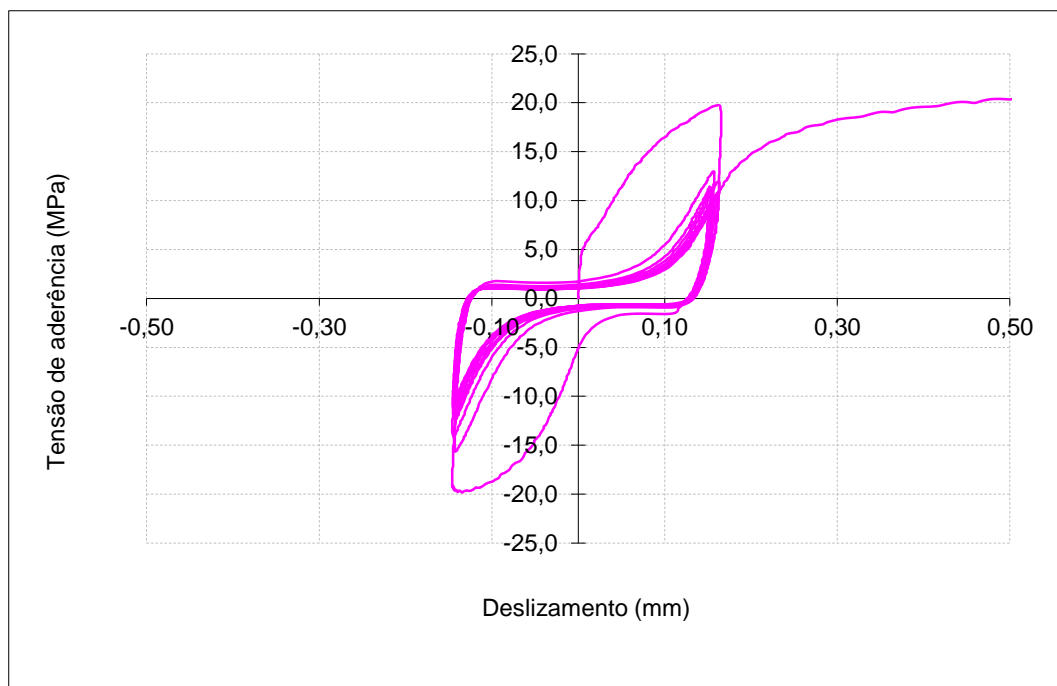
 $f_{R, média}$: 0,099

Data de ensaio: 20-04-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	22,34
τ_f	11,06
τ_3	8,94

	s (mm)
s_1	1,507
s_f	13,245
s_3	17,080

Provete: AT_C2_16_4

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

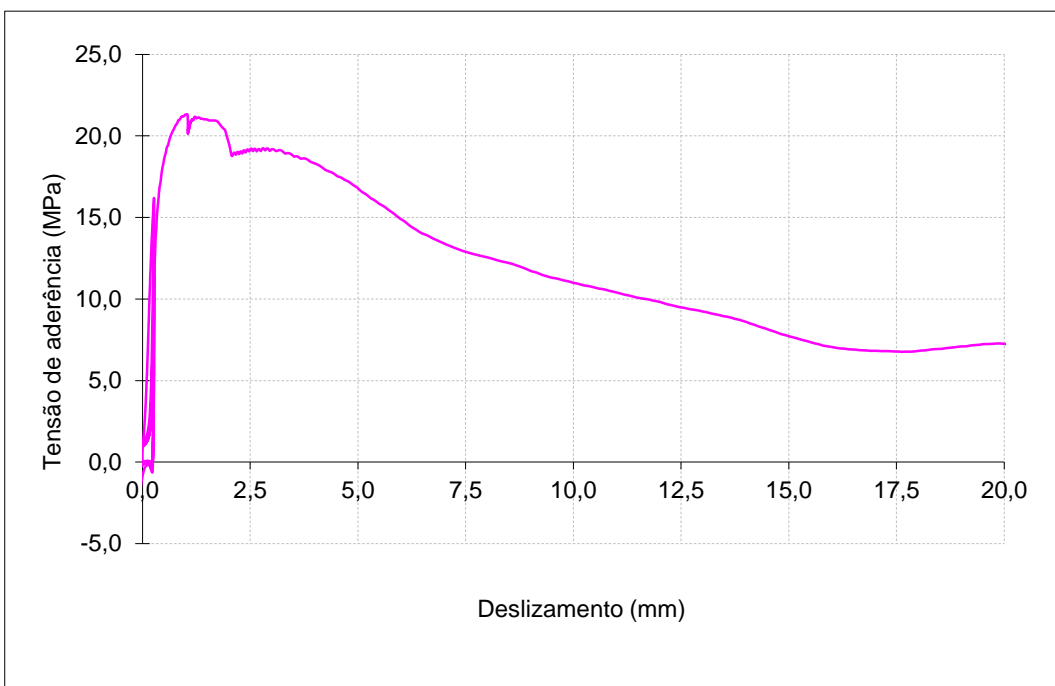
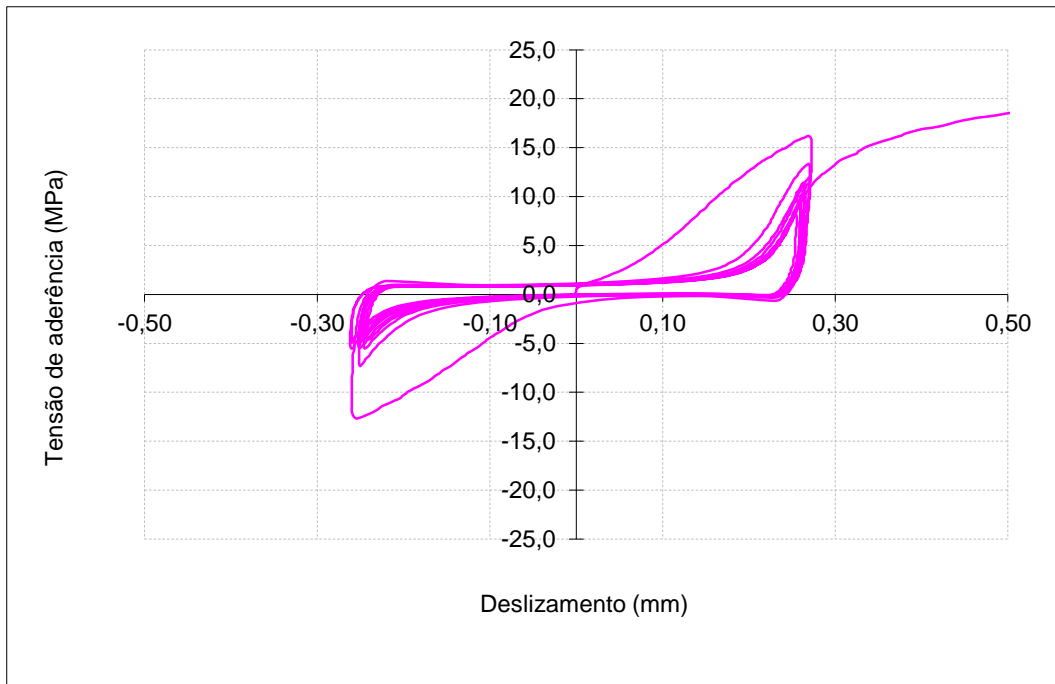
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 23-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 60,4



	τ (MPa)
τ_1	21,33
τ_f	9,04
τ_3	8,53

	s (mm)
s_1	1,026
s_f	13,343
s_3	14,083

Provete: AT_C2_16_5

Data de ensaio: 23-04-2012

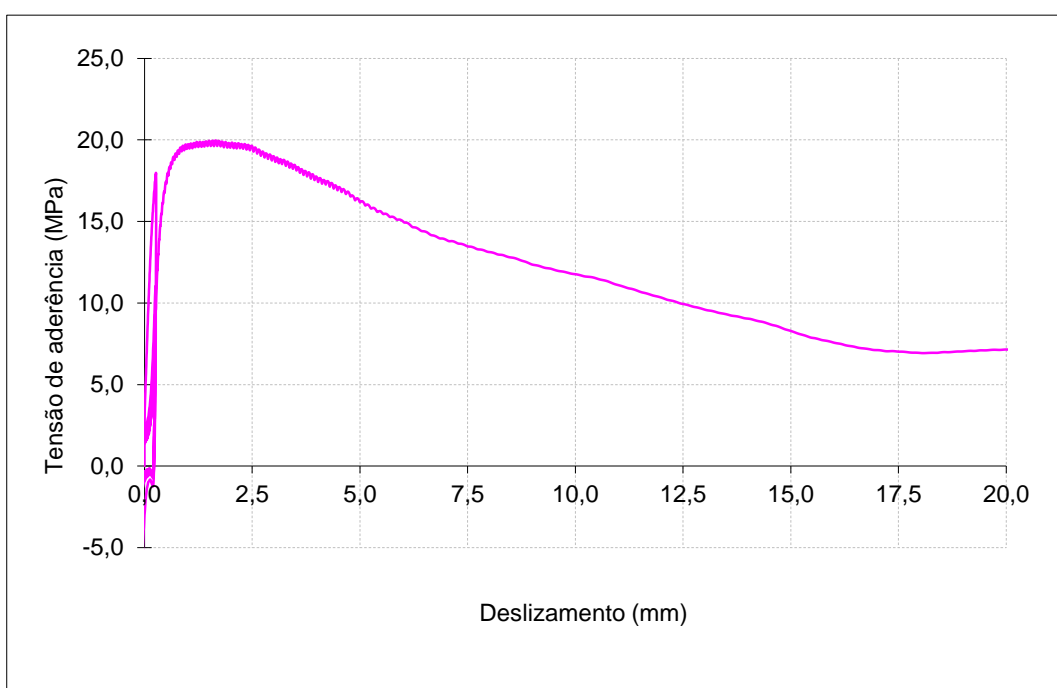
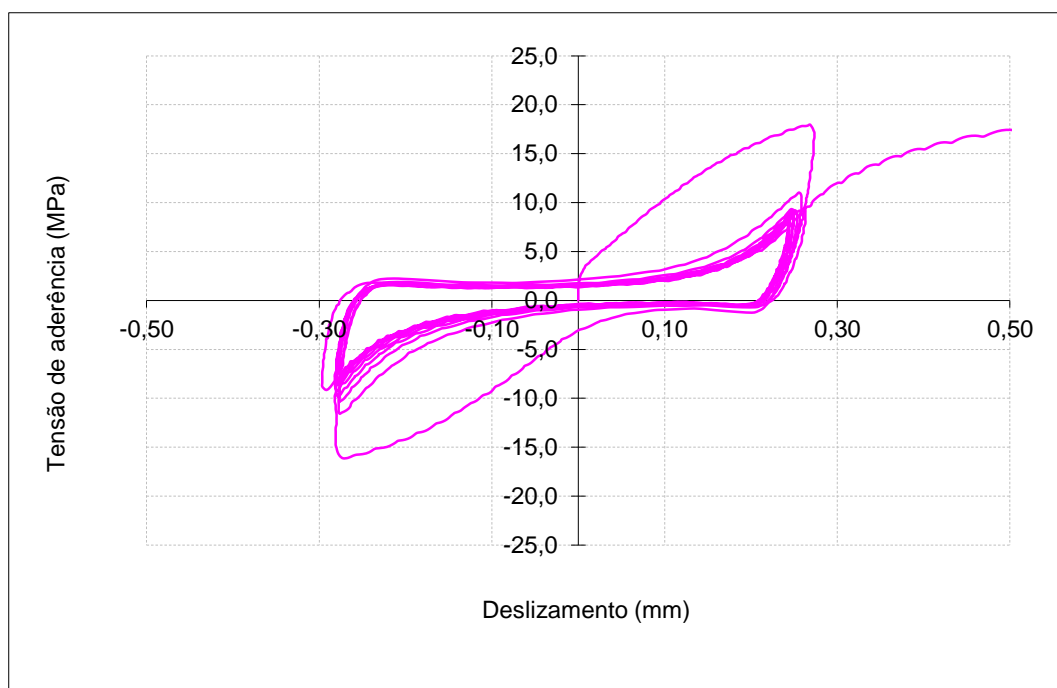
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 16

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,080

Ensaio Cíclico Tipo 1

 f_c (MPa): 60,4

	τ (MPa)
τ_1	19,97
τ_f	9,52
τ_3	7,99

	s (mm)
s_1	1,656
s_f	13,153
s_3	15,338

Provete: AT_C2_16_6

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

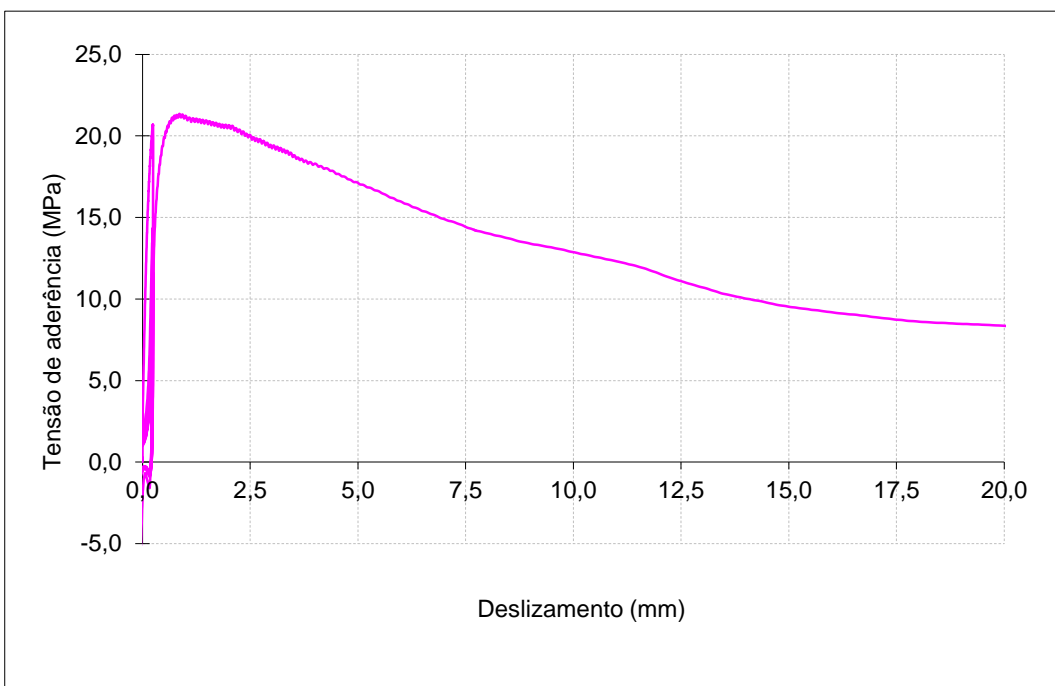
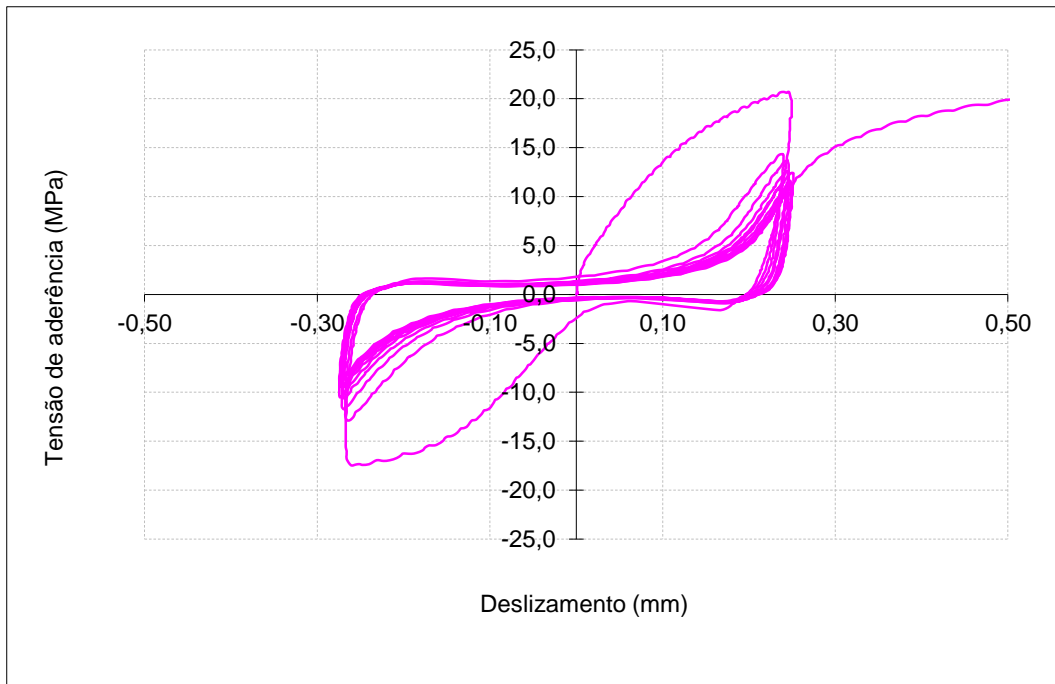
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 23-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 60,4



	τ (MPa)
τ_1	21,35
τ_f	10,73
τ_3	8,54

	s (mm)
s_1	0,864
s_f	12,969
s_3	18,389

Provete: AT_C2_16_7

Aço: A500NR SD c/ tratamento

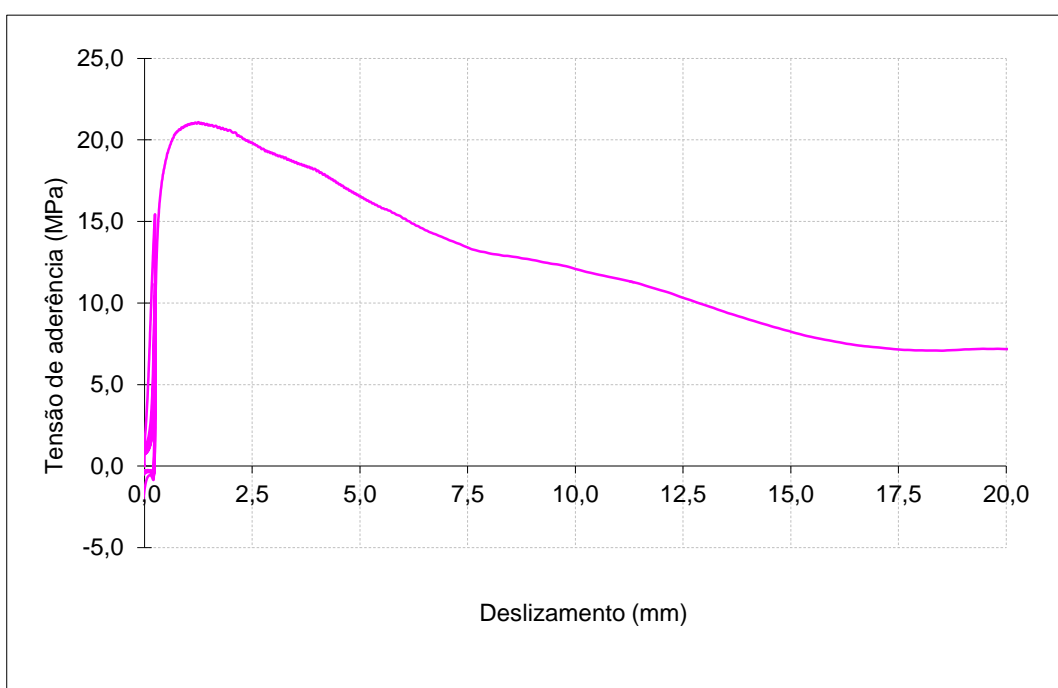
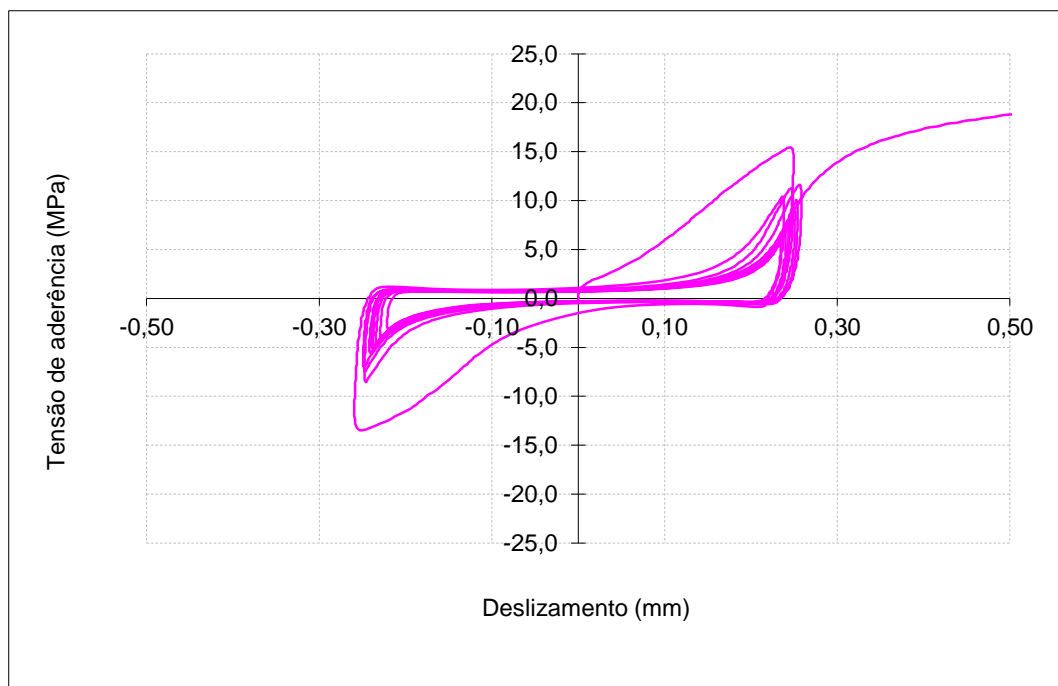
d (mm): 16

 $f_{R, média}$: 0,080

Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 22-05-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 60,4

	τ (MPa)
τ_1	21,08
τ_f	9,77
τ_3	8,43

	s (mm)
s_1	1,246
s_f	13,124
s_3	14,714

Provete: AT_C2_16_8

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

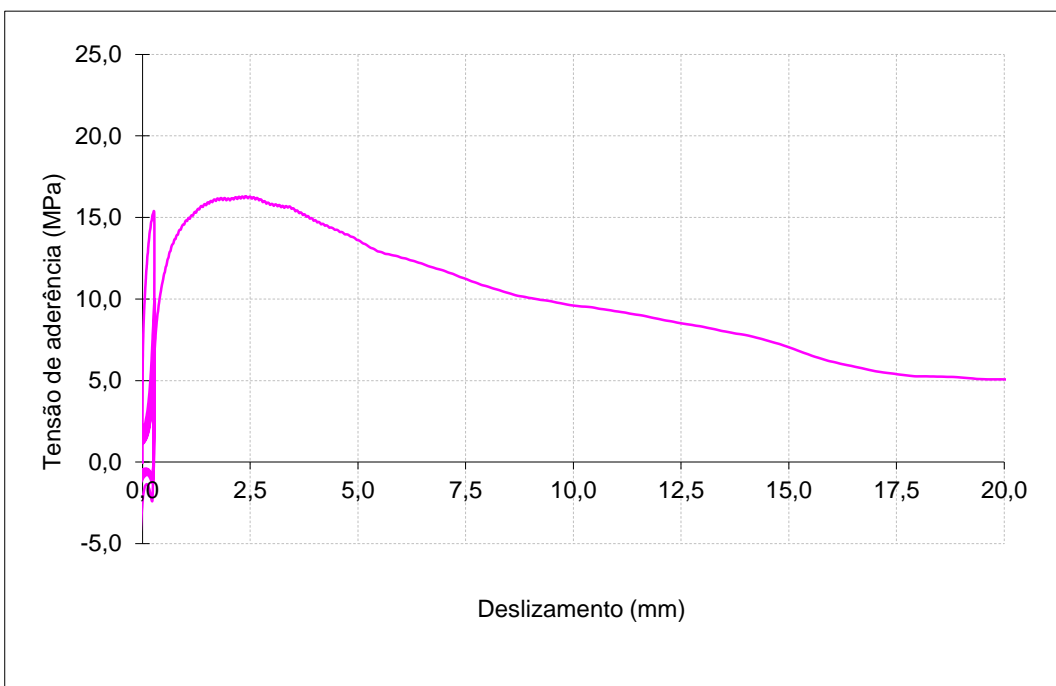
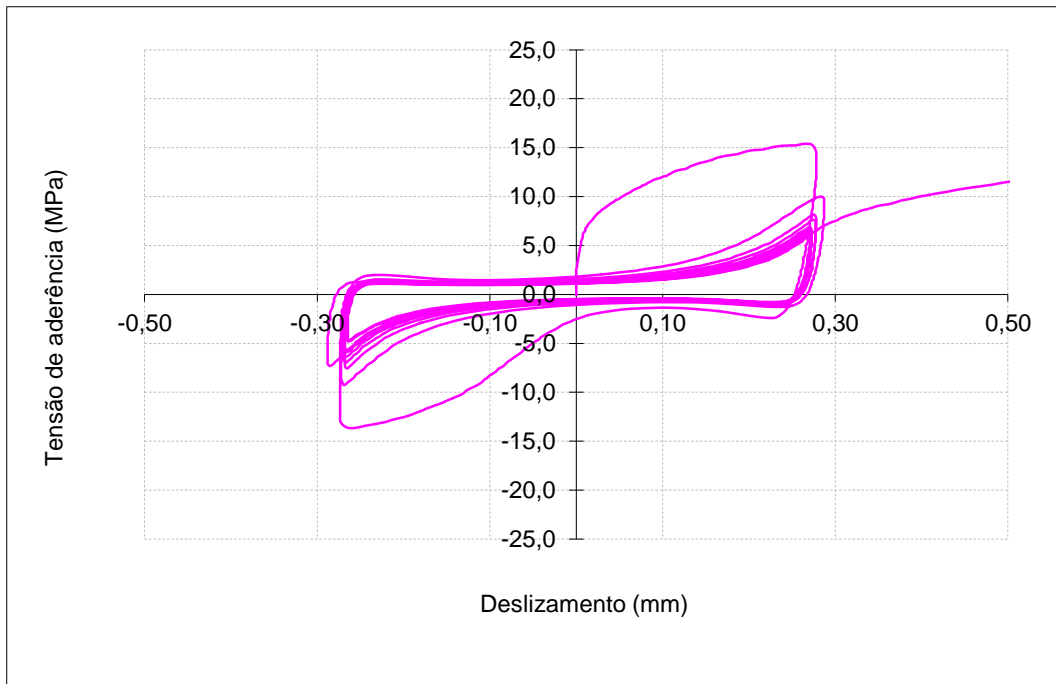
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 22-05-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 60,4



	τ (MPa)
τ_1	16,29
τ_f	8,19
τ_3	6,52

	s (mm)
s_1	2,392
s_f	13,189
s_3	15,534

Provete: AT_C2_16_9

Aço: A500NR SD c/ tratamento

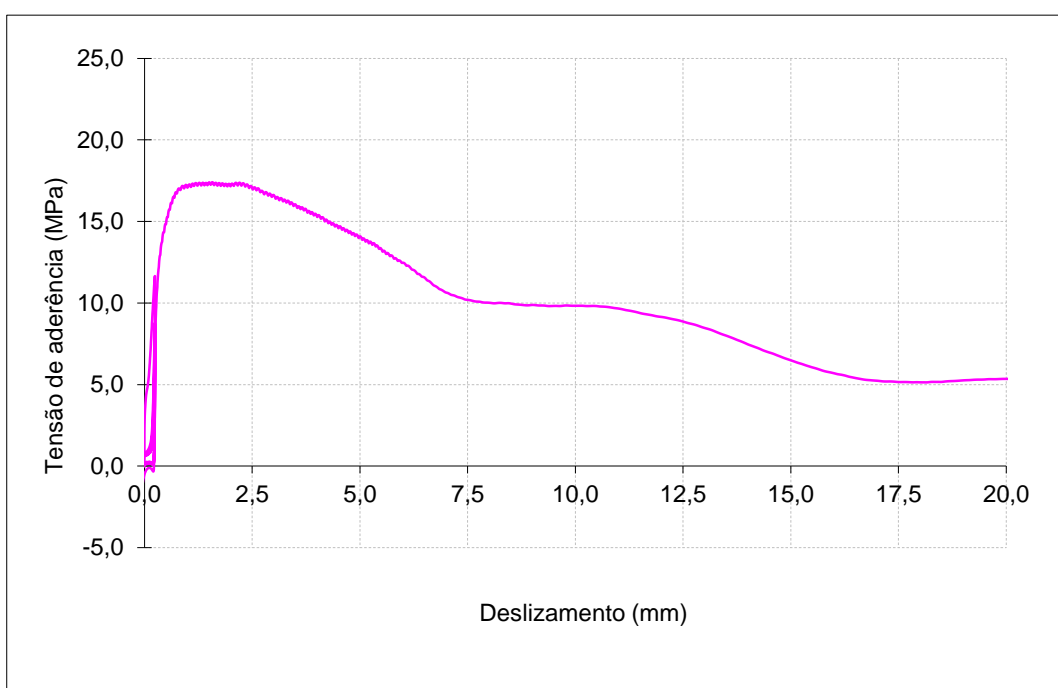
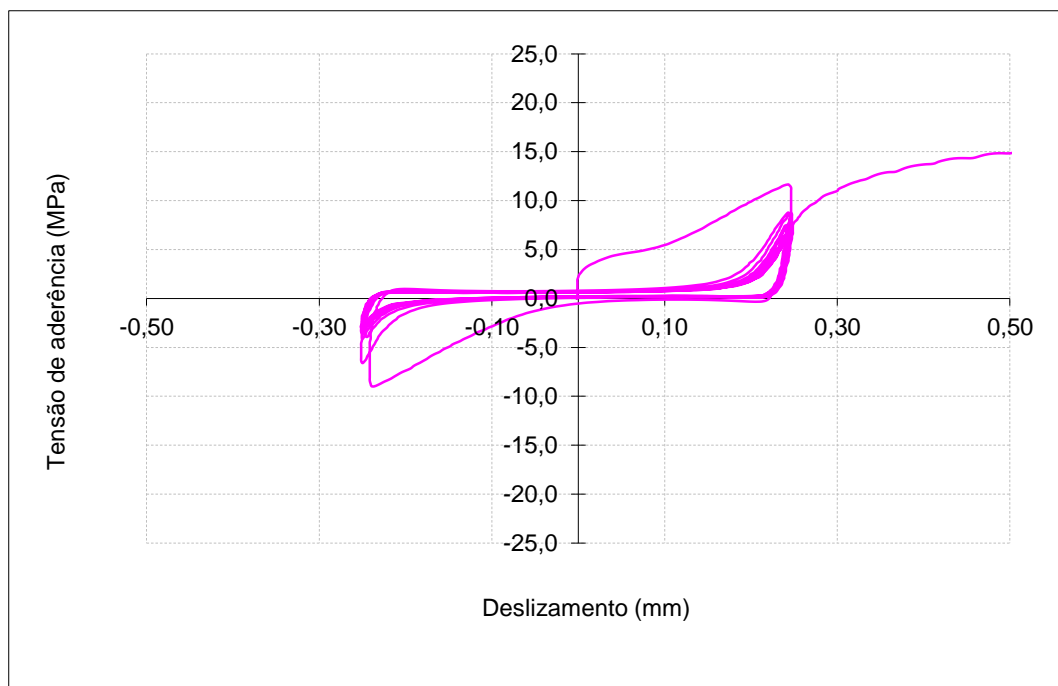
d (mm): 16

f_{R, média}: 0,080

Ensaio Cíclico Tipo 1
Data de ensaio: 22-05-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 60,4


	τ (MPa)
τ_1	17,41
τ_f	8,33
τ_3	6,96

	s (mm)
s_1	1,575
s_f	13,170
s_3	14,505

Provete: BT_C2_16_4

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

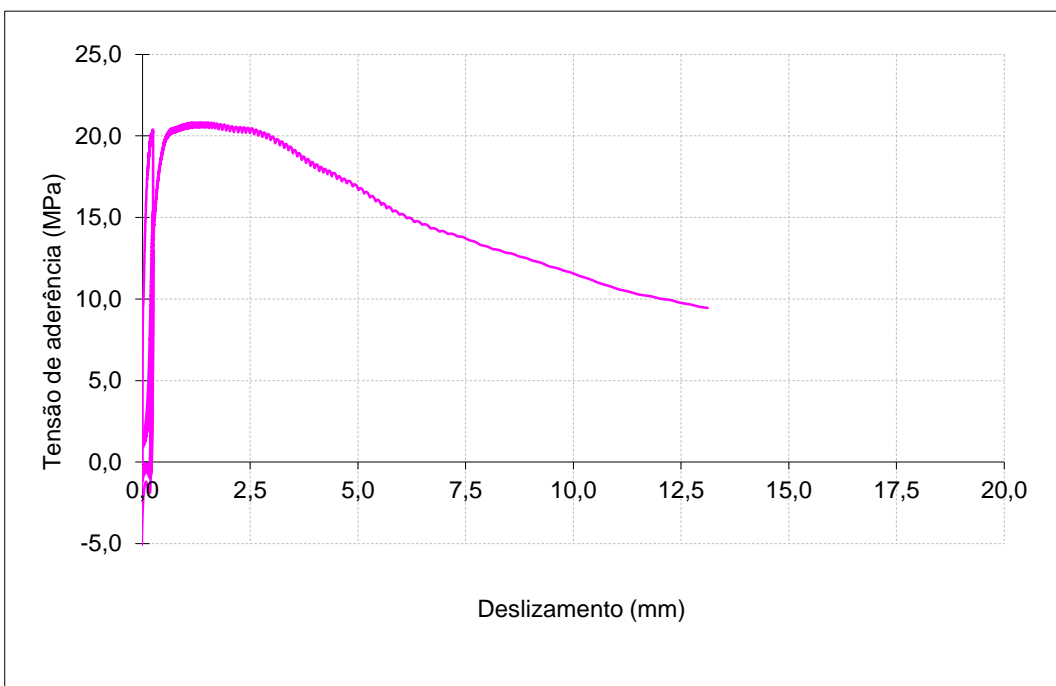
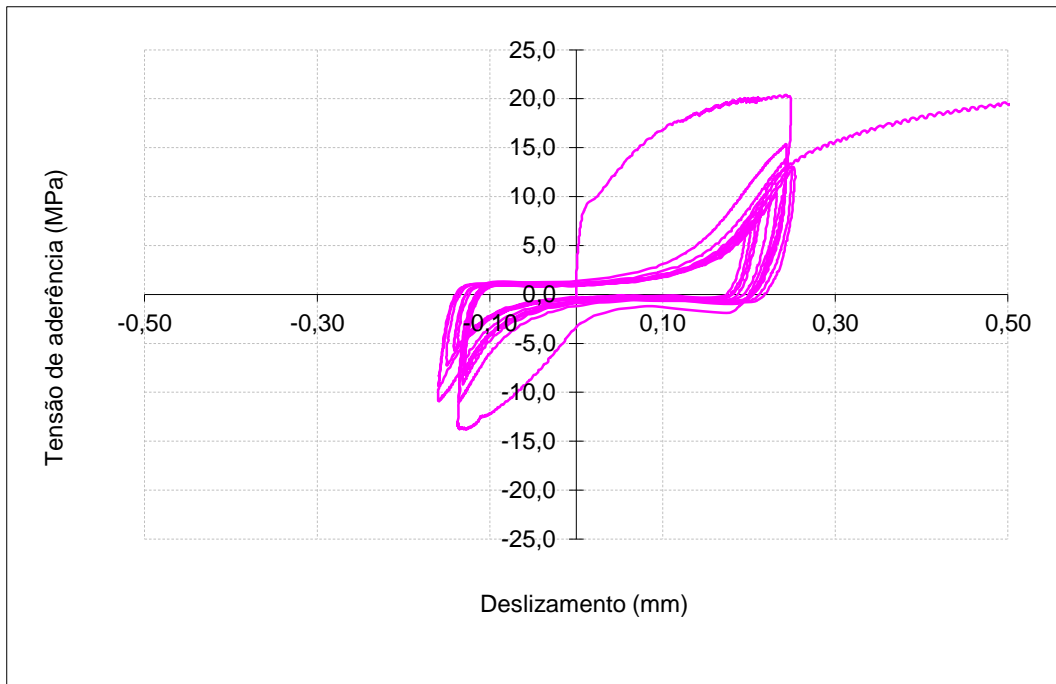
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 24-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1



	τ (MPa)
τ_1	20,83
τ_f	9,45
τ_3	8,33

	s (mm)
s_1	1,153
s_f	13,116
s_3	-

Provete: BT_C2_16_5

Aço: A500NR SD c/ tratamento

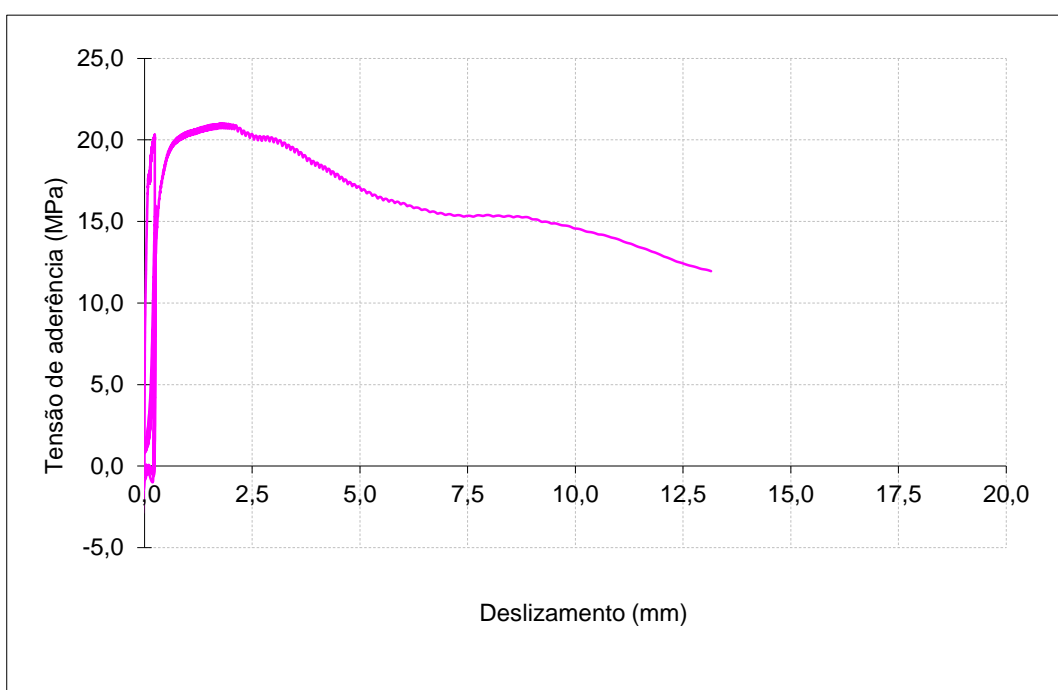
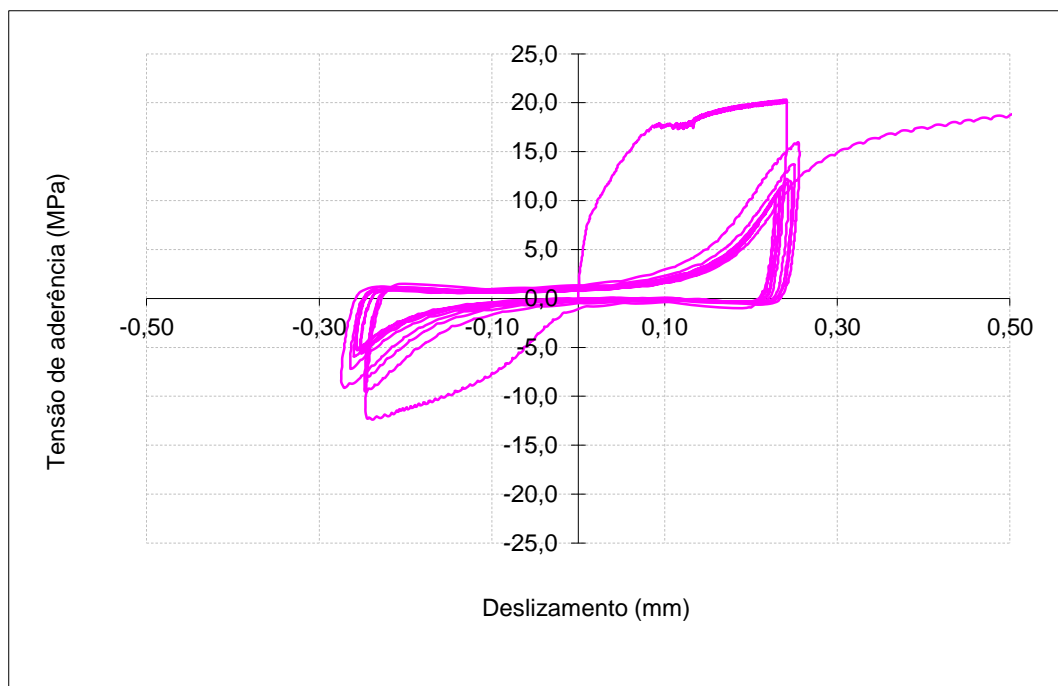
d (mm): 16

 $f_{R, média}$: 0,098

Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 24-04-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 70,1

	τ (MPa)
τ_1	21,01
τ_f	11,95
τ_3	8,40

	s (mm)
s_1	1,767
s_f	13,152
s_3	-

Provete: BT_C2_16_6

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

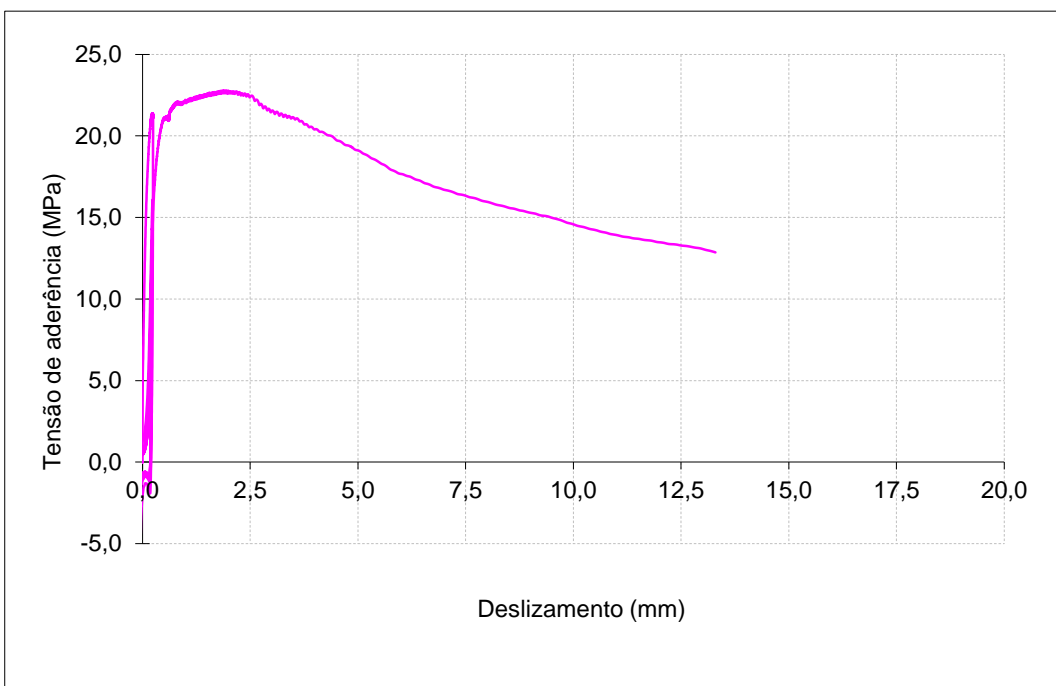
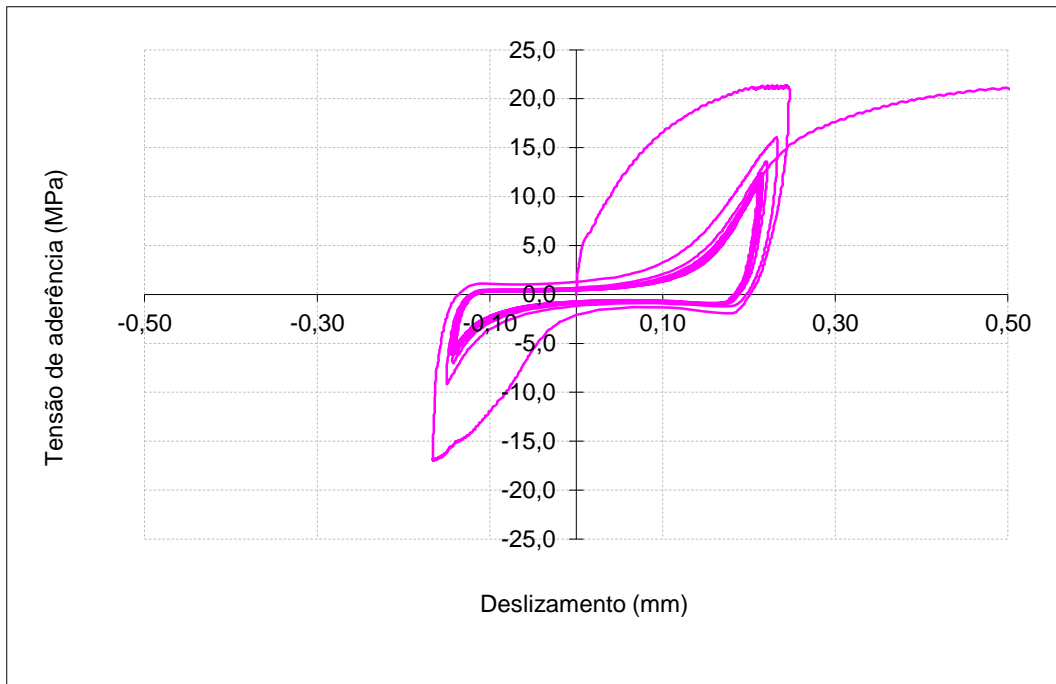
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 24-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1



	τ (MPa)
τ_1	22,78
τ_f	12,86
τ_3	9,11

	s (mm)
s_1	1,872
s_f	13,299
s_3	-

Provete: BT_C2_16_7

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

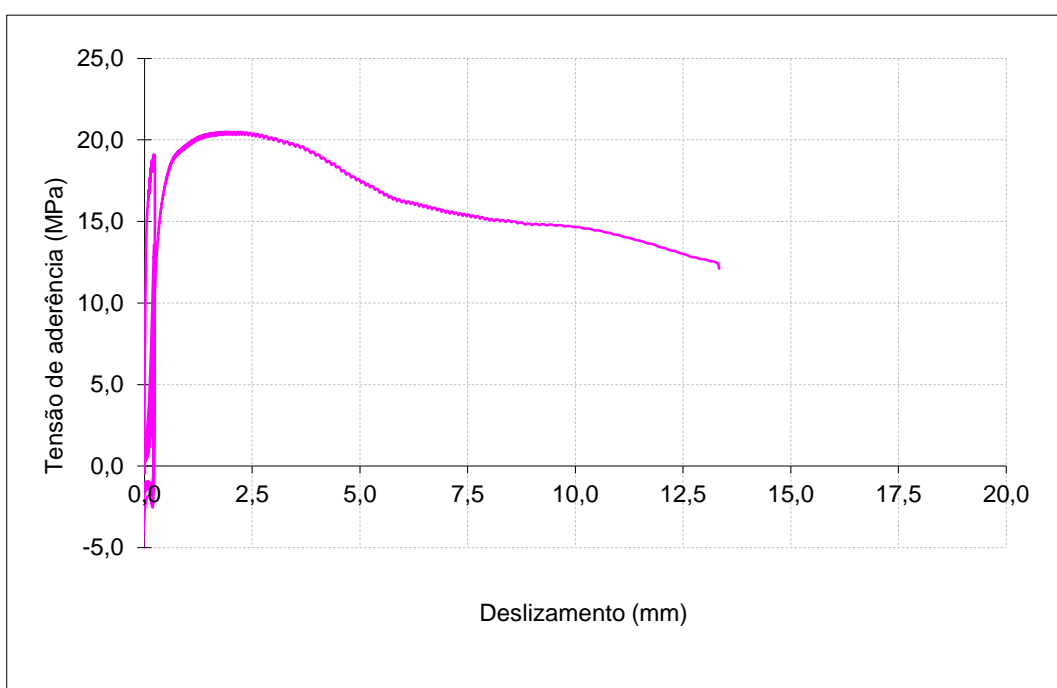
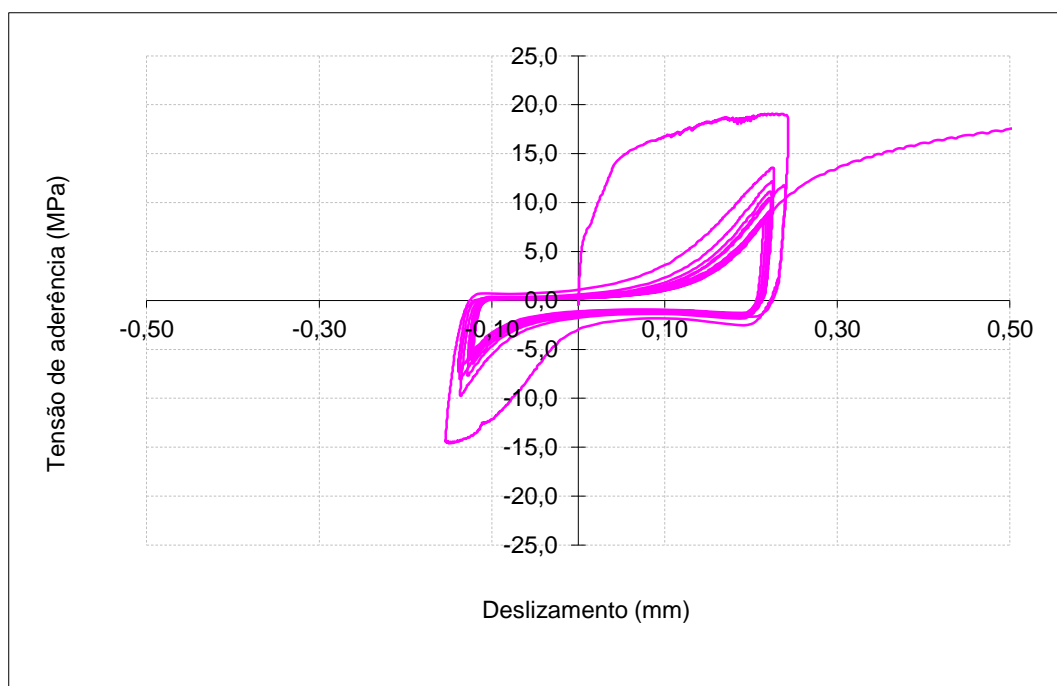
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 23-05-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1



	τ (MPa)
τ_1	20,51
τ_f	12,11
τ_3	8,20

	s (mm)
s_1	1,872
s_f	13,342
s_3	-

Provete: BT_C2_16_8

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 16

f_{R, média}: 0,098

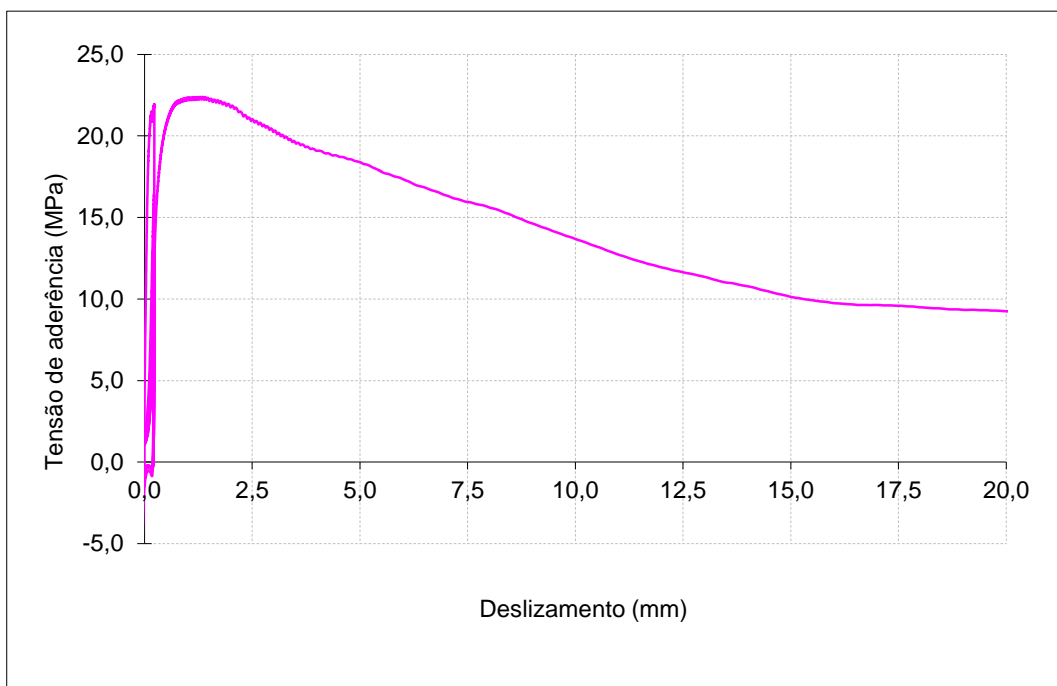
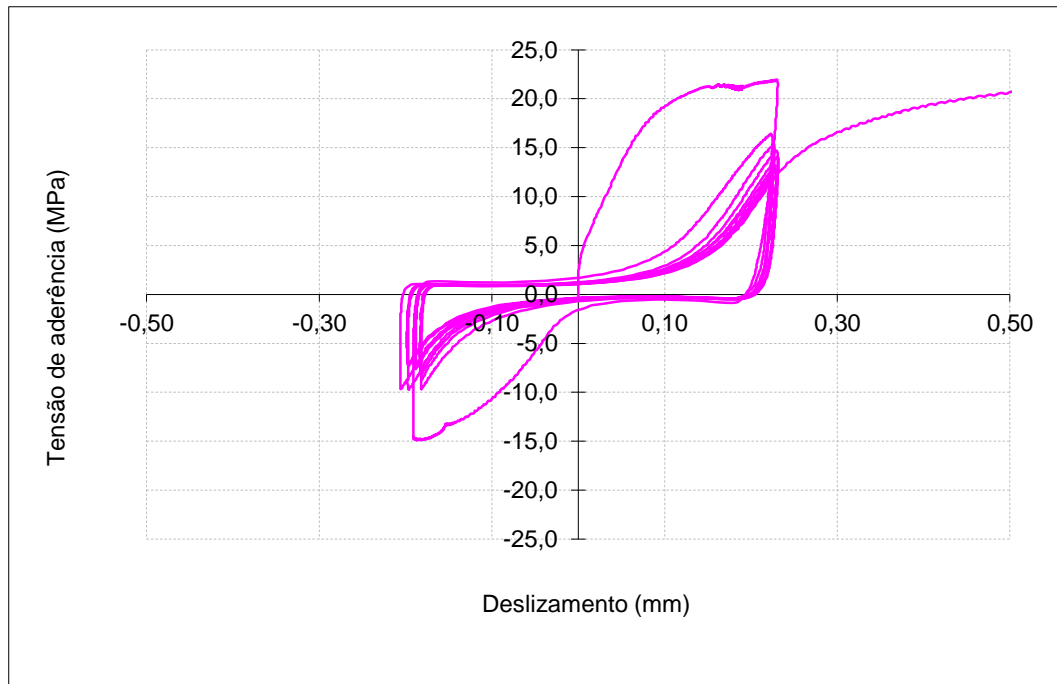
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 23-05-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1



	τ (MPa)
τ_1	22,39
τ_f	11,35
τ_3	8,96

	s (mm)
s_1	1,299
s_f	13,017
s_3	21,227

Provete: BT_C2_16_9

Aço: A500NR SD c/ tratamento

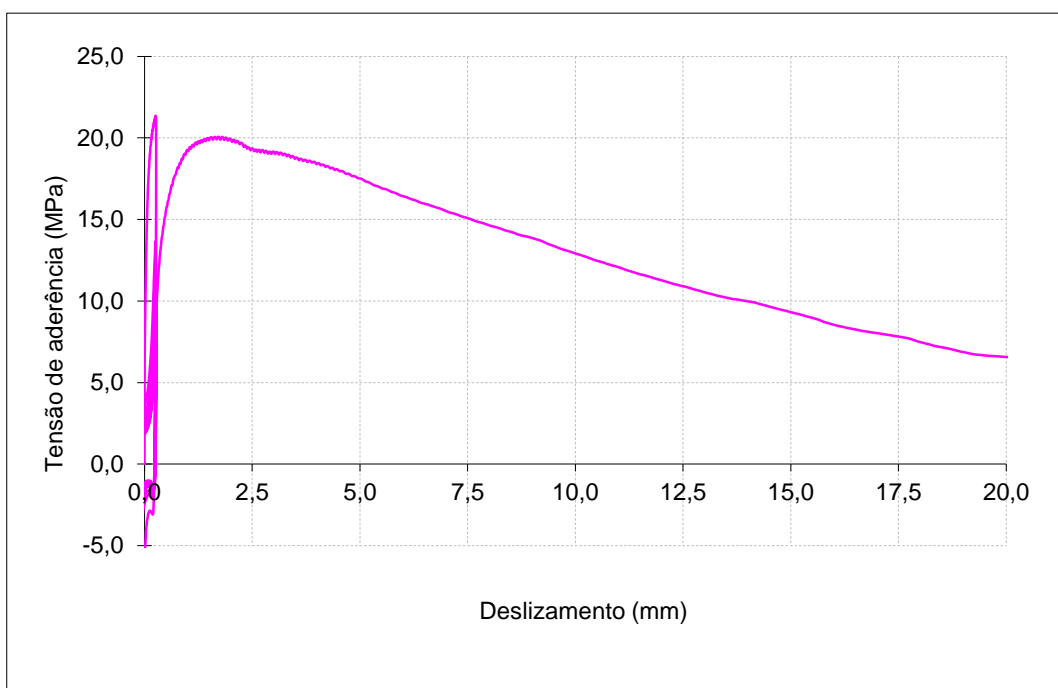
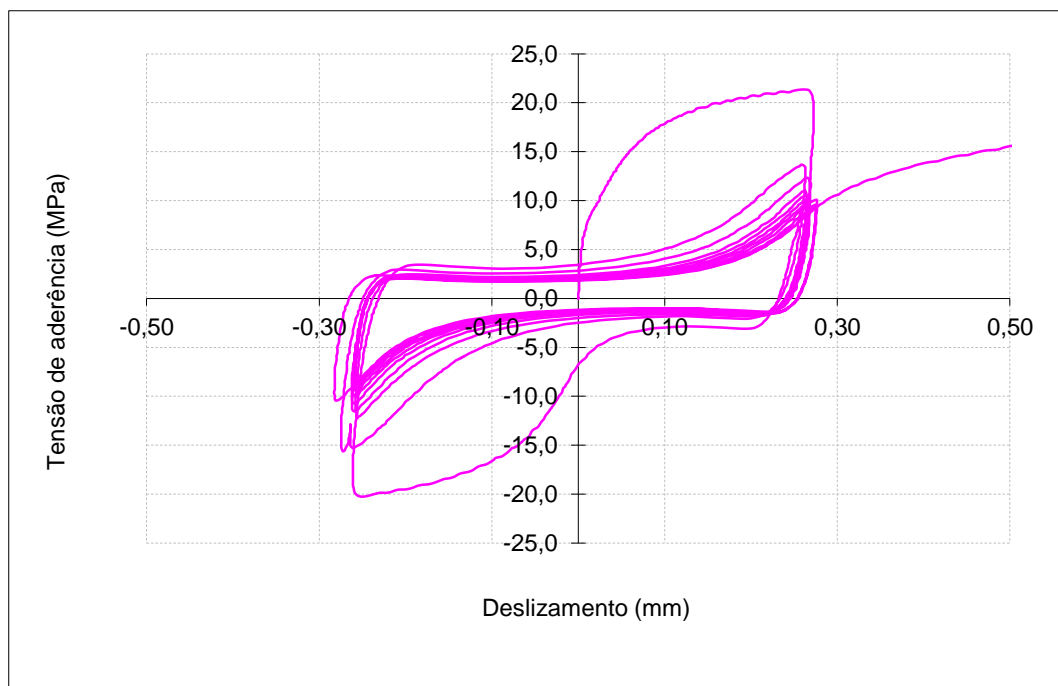
d (mm): 16

 $f_{R, média}$: 0,098

Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 23-05-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 70,1

	τ (MPa)
τ_1	21,35
τ_f	10,23
τ_3	8,54

	s (mm)
s_1	0,260
s_f	13,470
s_3	15,980

Provete: A_C1_25_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

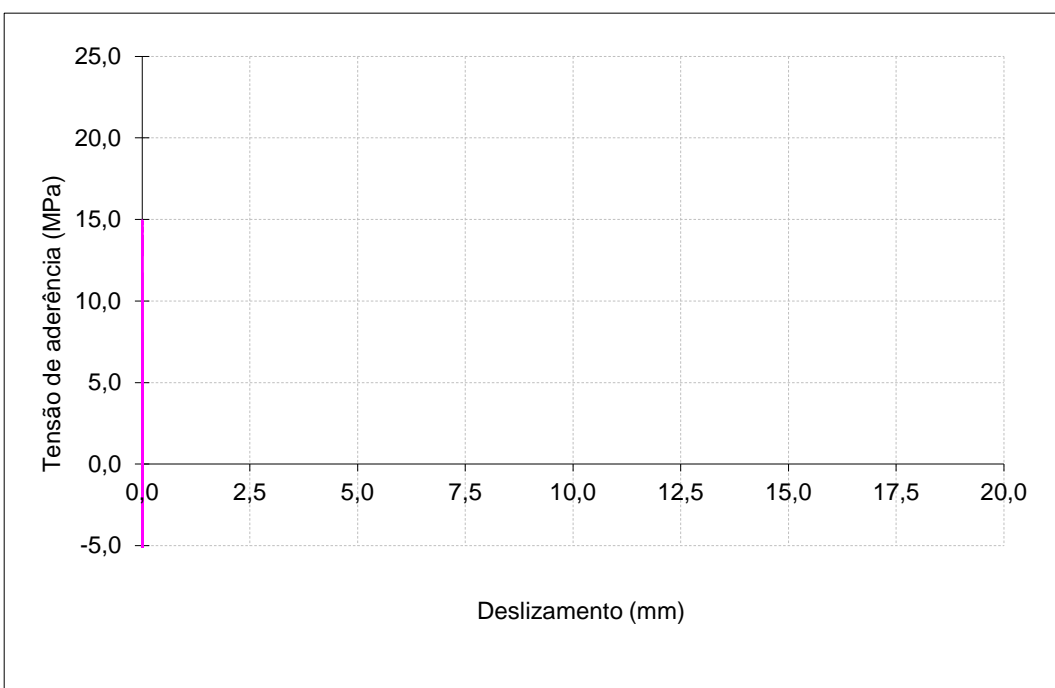
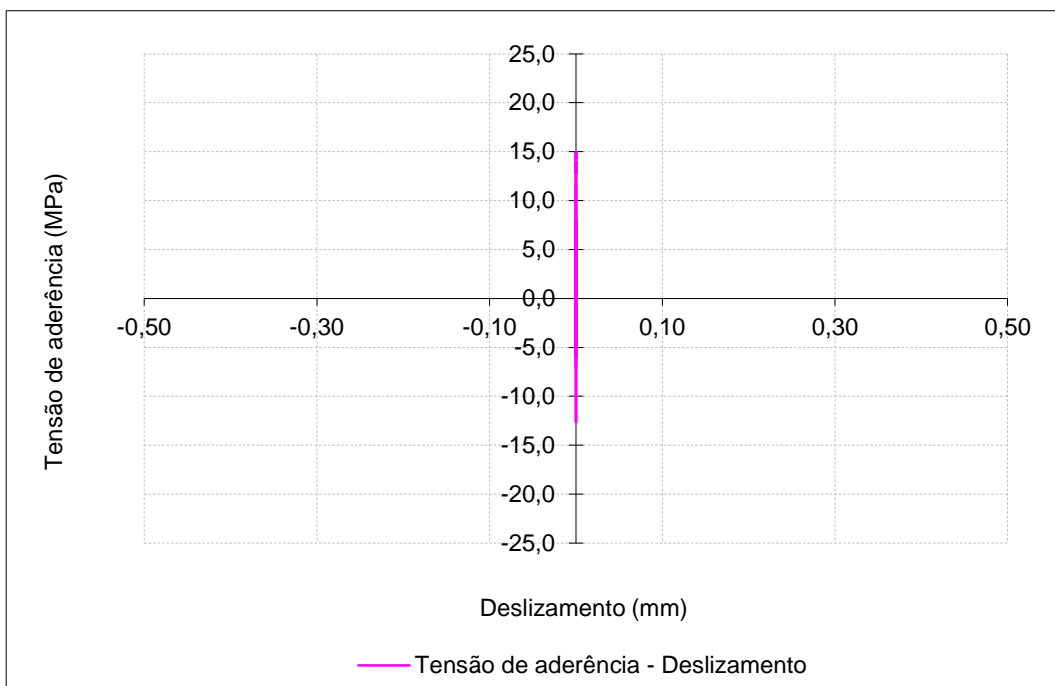
Data de ensaio: 26-10-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,92
τ_f	-
τ_3	-

	s (mm)
s_1	-
s_f	-
s_3	-

Provete: A_C1_25_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

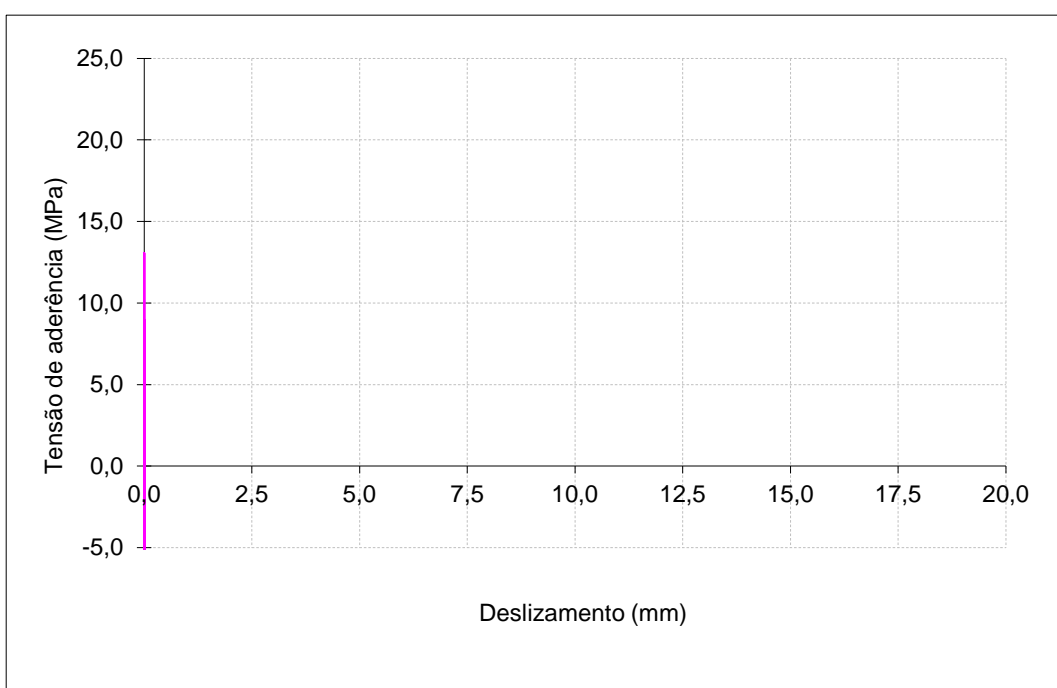
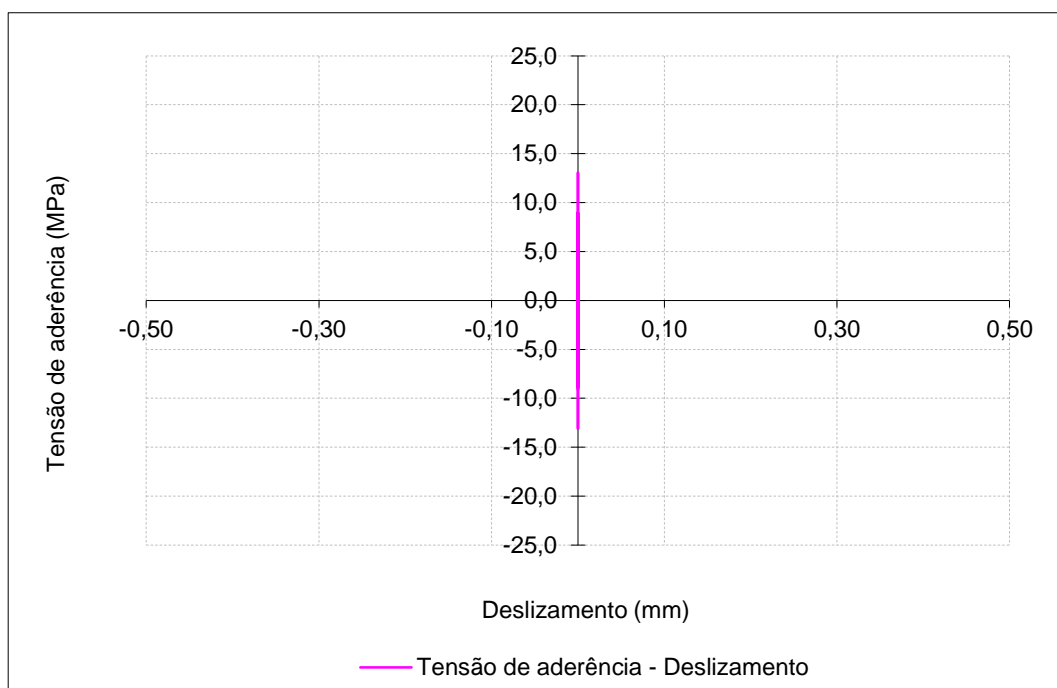
 $f_{R, média}$: 0,096

Data de ensaio: 26-10-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 45,7

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	13,05
τ_f	-
τ_3	-

	s (mm)
s_1	-
s_f	-
s_3	-

Provete: A_C1_25_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

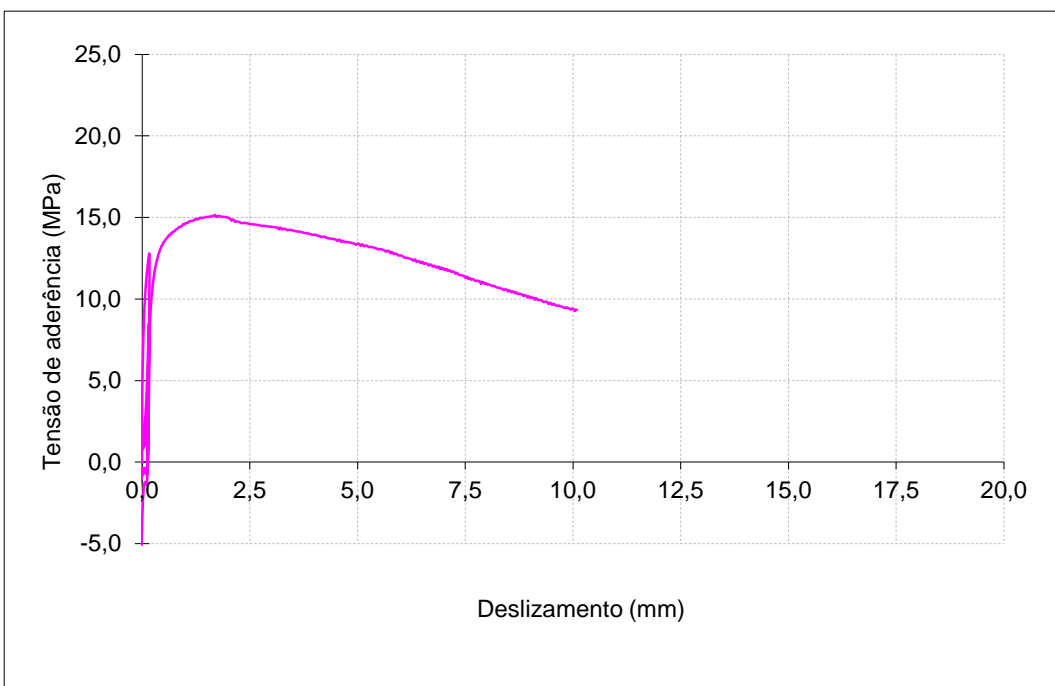
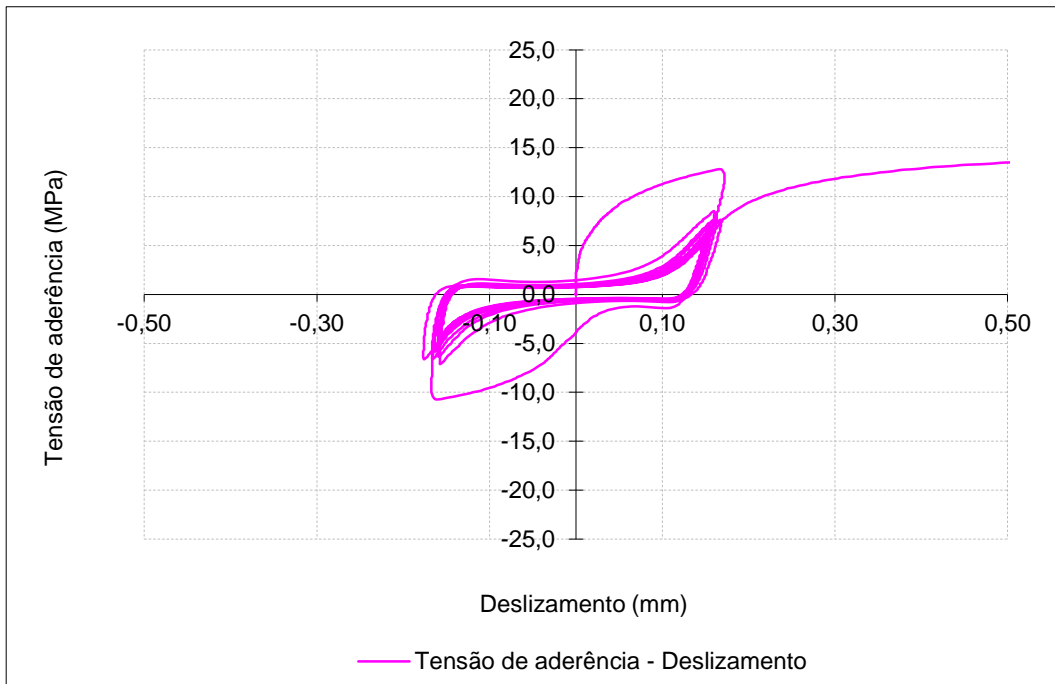
Data de ensaio: 26-10-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	15,14
τ_f	9,28
τ_3	6,06

	s (mm)
s_1	1,680
s_f	10,091
s_3	-

Provete: B_C1_25_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

$f_{R, \text{média}}$: 0,101

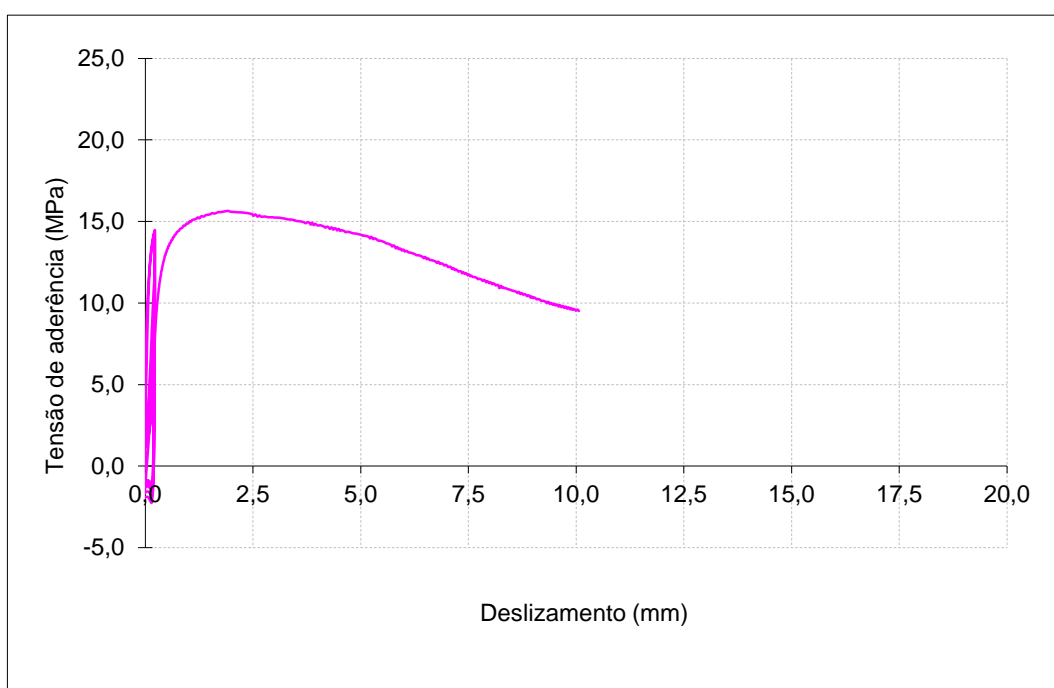
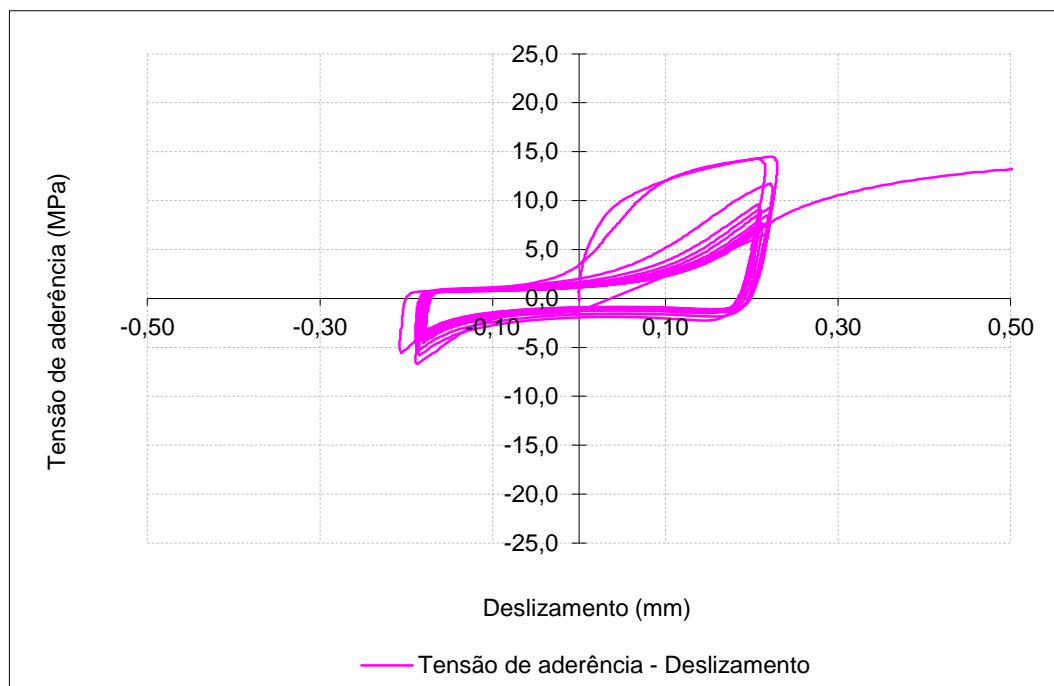
Data de ensaio: 27-10-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	15,65
τ_f	9,50
τ_3	6,26

	s (mm)
s_1	1,910
s_f	10,062
s_3	-

Provete: B_C1_25_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

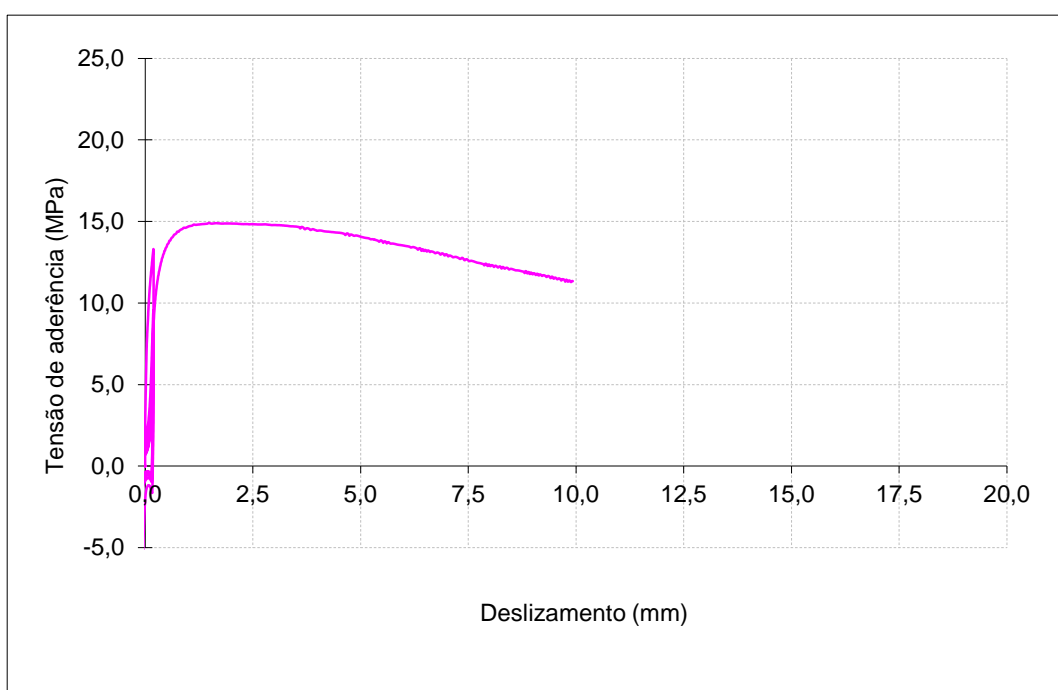
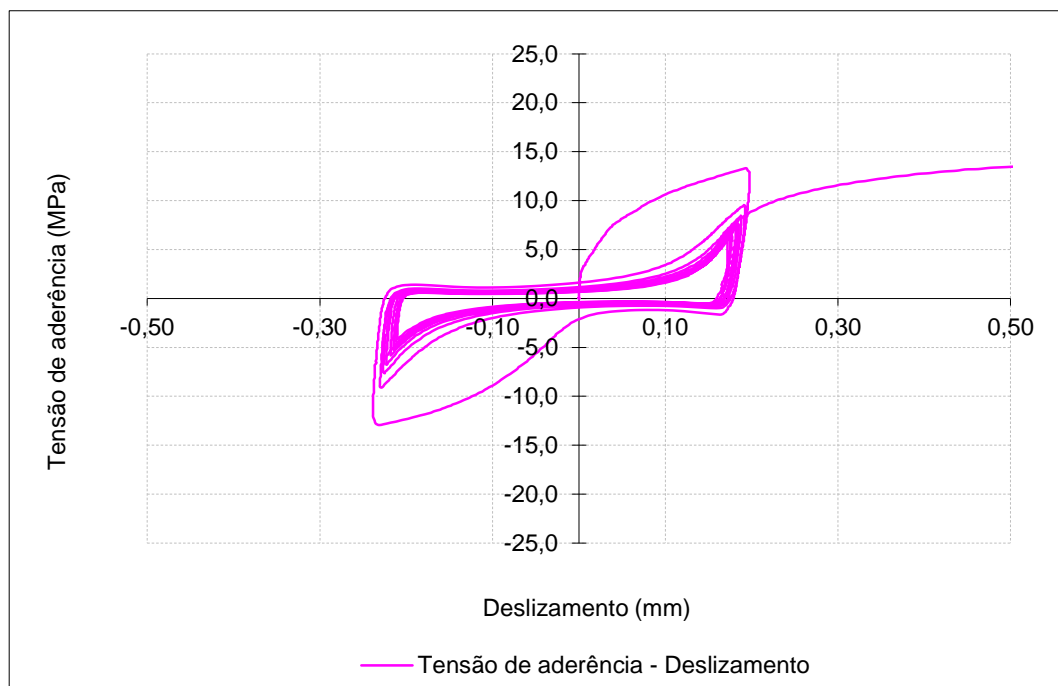
Data de ensaio: 27-10-2011

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,7

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,91
τ_f	11,28
τ_3	5,96

	s (mm)
s_1	1,481
s_f	9,926
s_3	-

Provete: B_C1_25_6

Aço: A500NR SD

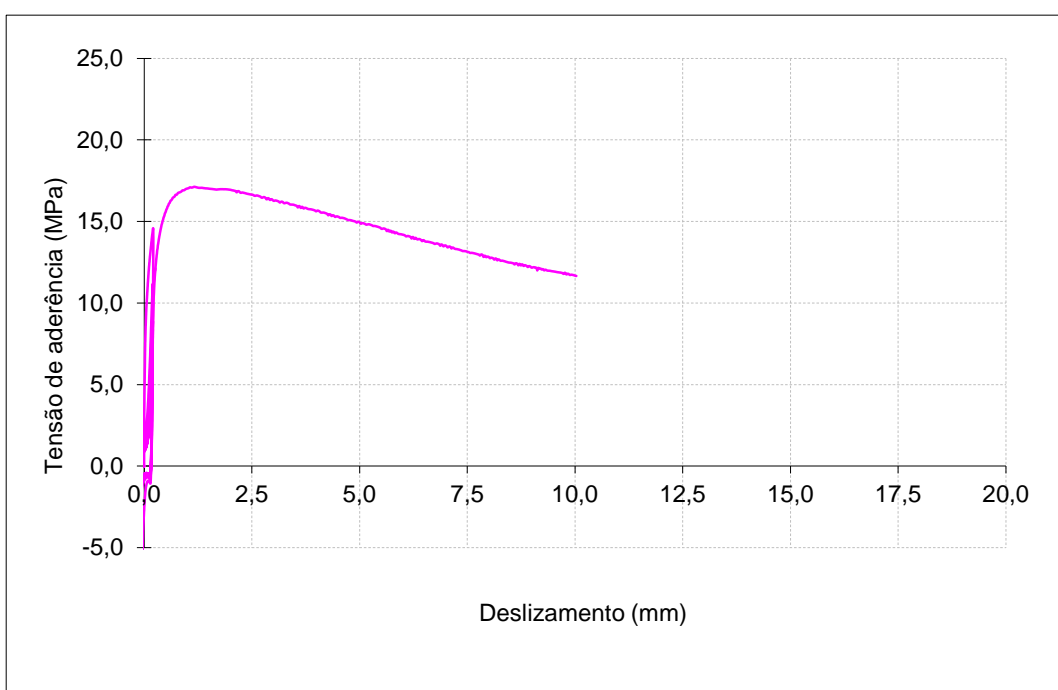
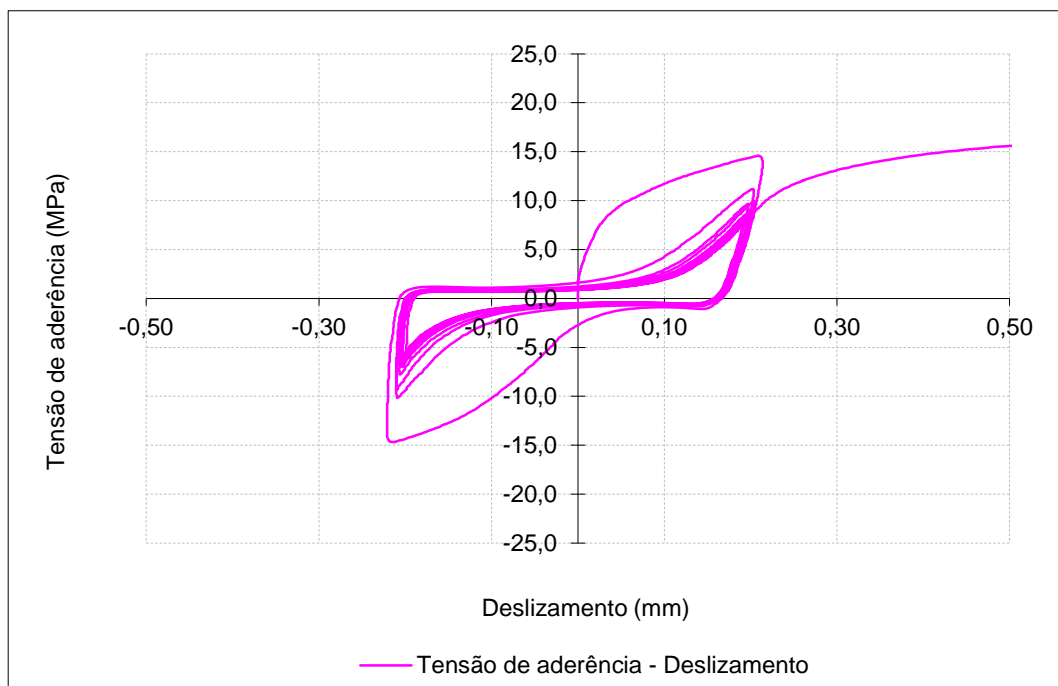
d (mm): 25

 $f_{R, média}$: 0,101

Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 27-10-2011

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 45,7

	τ (MPa)
τ_1	17,12
τ_f	11,66
τ_3	6,85

	s (mm)
s_1	1,170
s_f	10,032
s_3	-

Provete: AT_C1_25_4

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,097

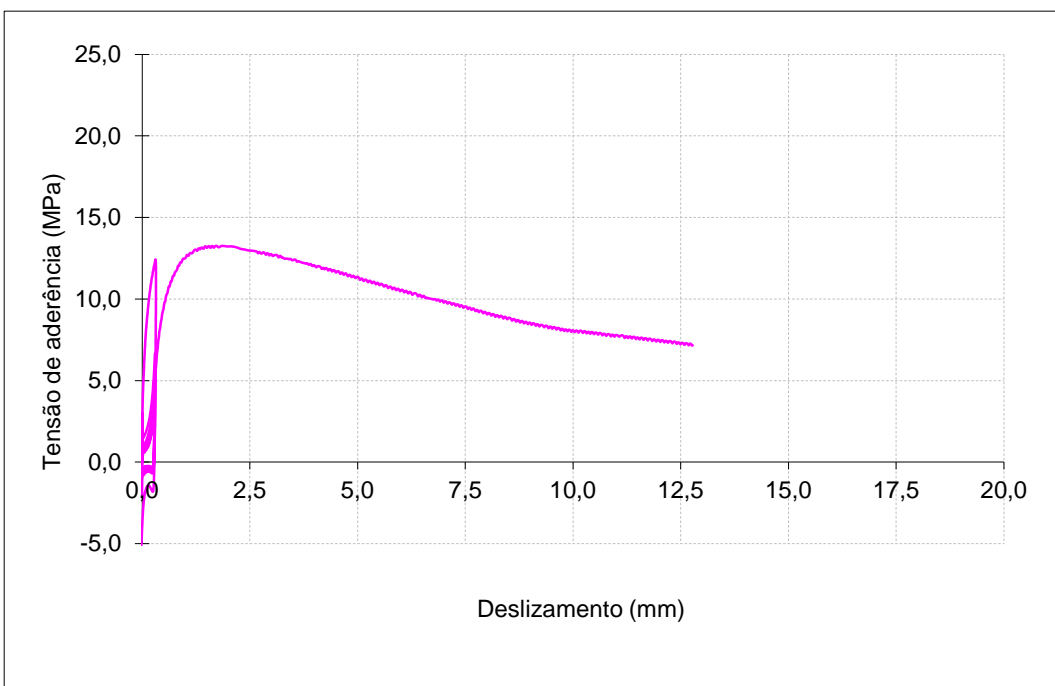
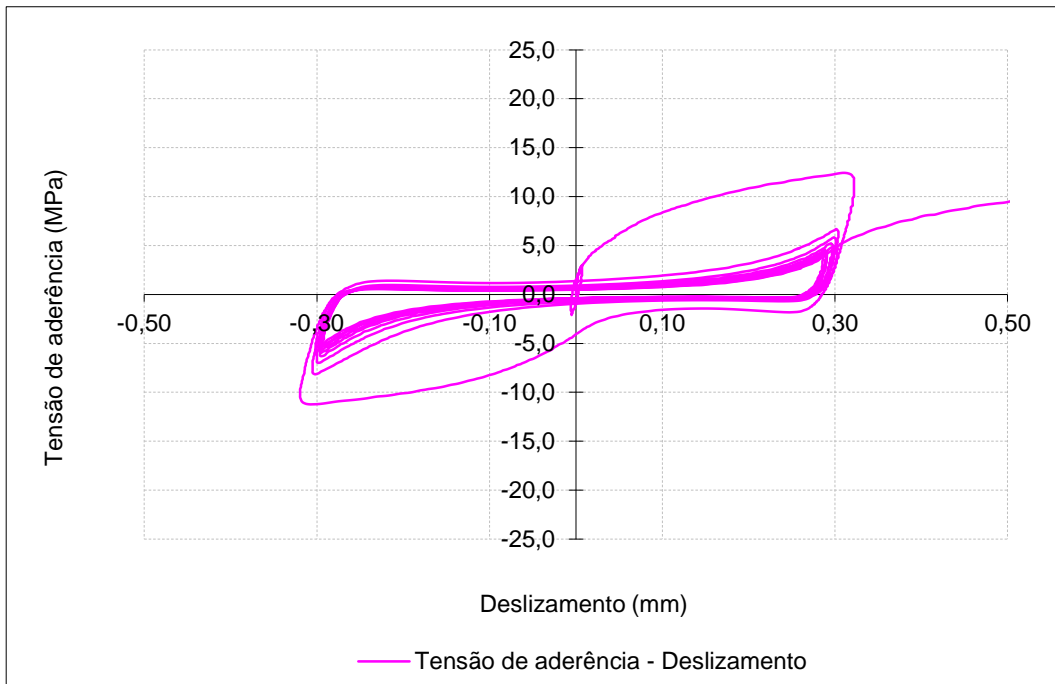
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 25-01-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,2



	τ (MPa)
τ_1	13,26
τ_f	7,14
τ_3	5,30

	s (mm)
s_1	1,716
s_f	12,769
s_3	-

Provete: AT_C1_25_5

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,097

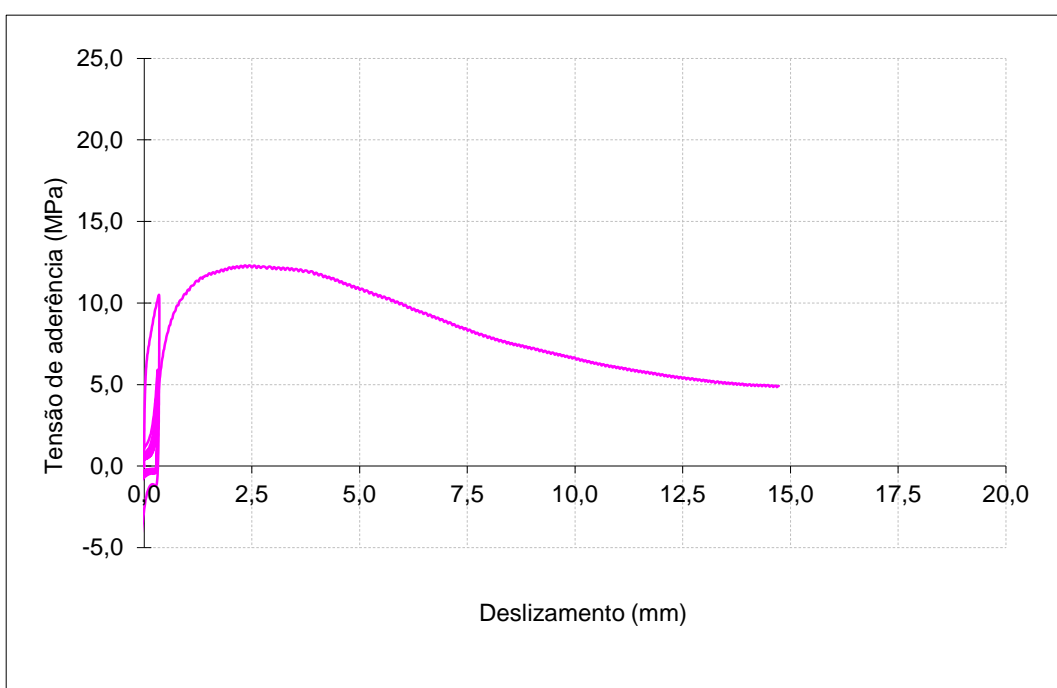
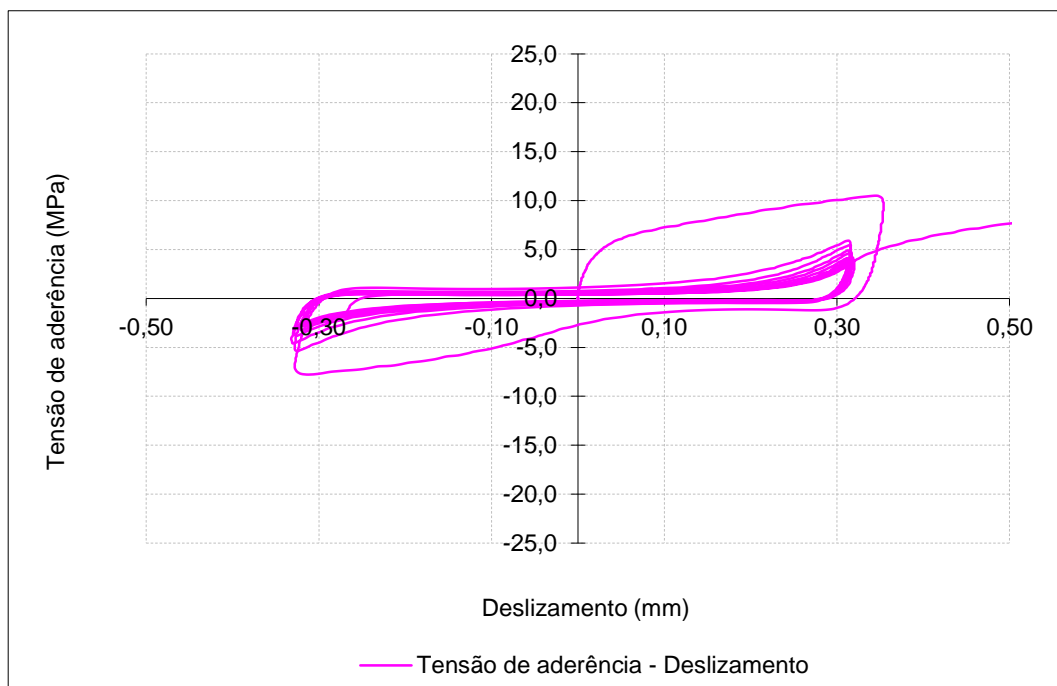
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 25-01-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 45,2



	τ (MPa)
τ_1	12,30
τ_f	4,90
τ_3	4,92

	s (mm)
s_1	2,443
s_f	14,495
s_3	14,265

Provete: AT_C1_25_6

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,097

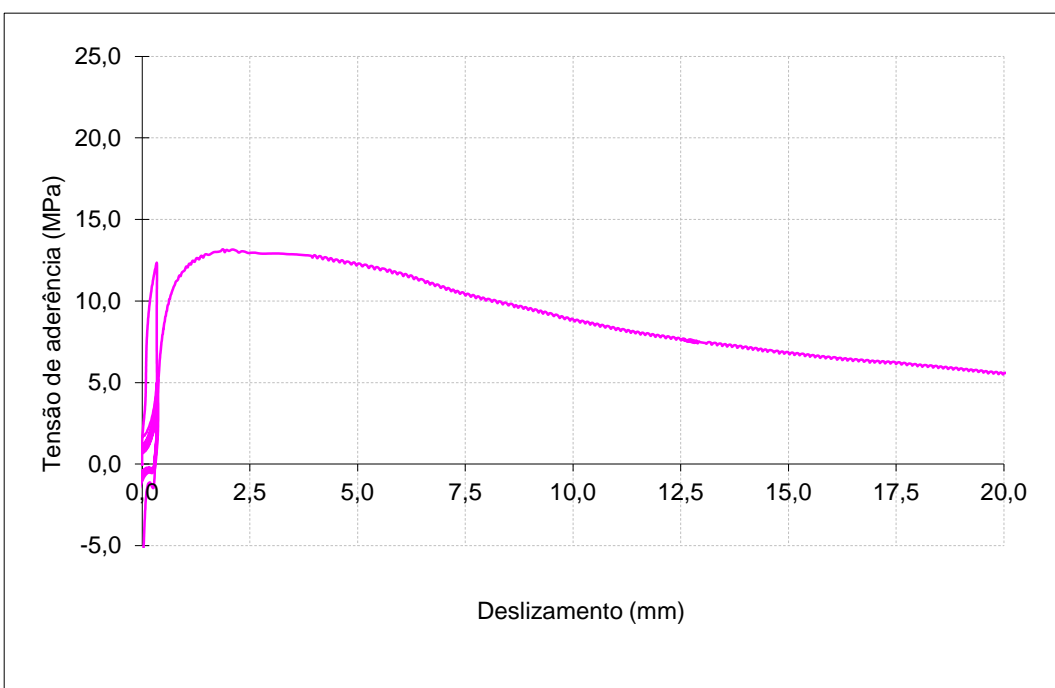
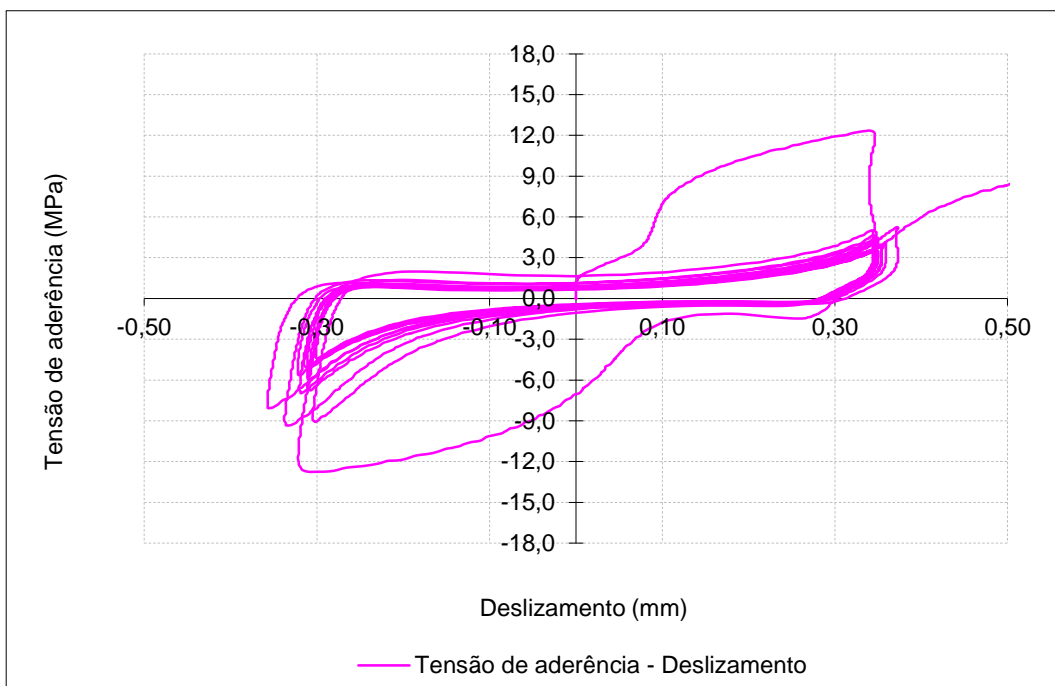
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 25-01-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 36,4

f_c (MPa): 45,2



	τ (MPa)
τ_1	13,16
τ_f	4,93
τ_3	5,27

	s (mm)
s_1	1,883
s_f	24,794
s_3	21,388

Provete: A_C1_25_7

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

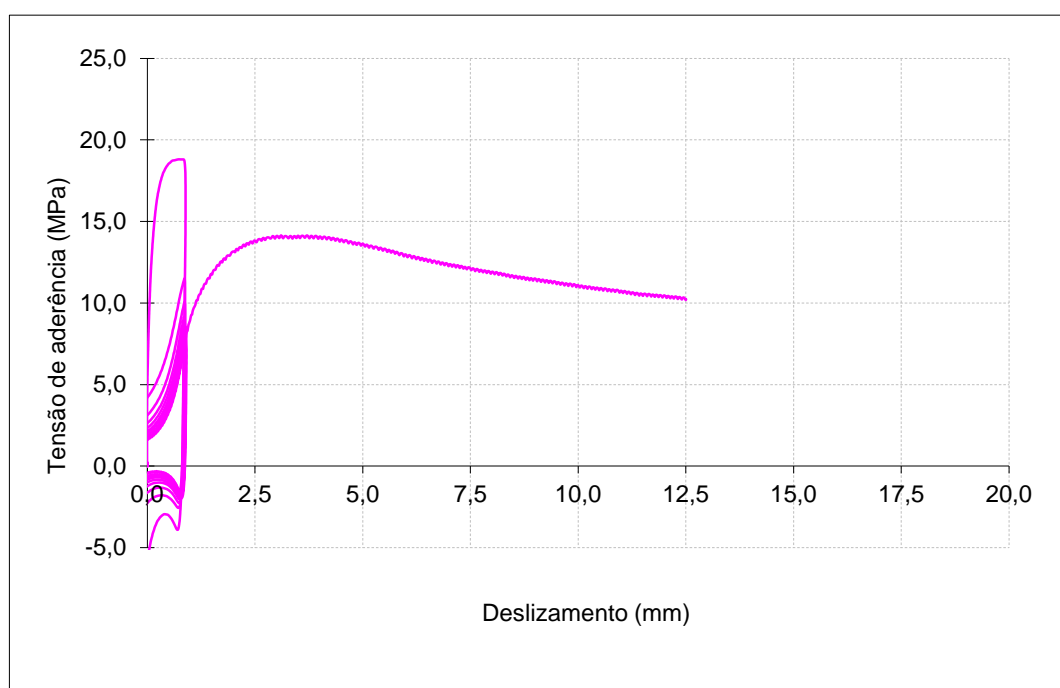
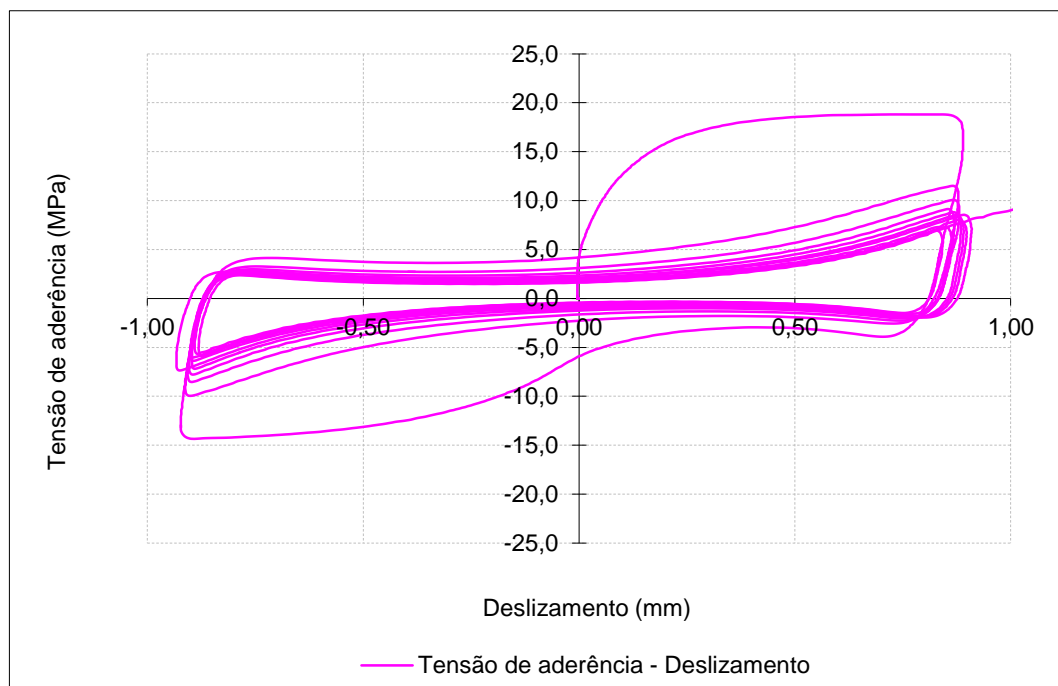
 $f_{R, \text{média}}$: 0,096

Data de ensaio: 27-01-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 44,0

Ensaio Cíclico Tipo 2



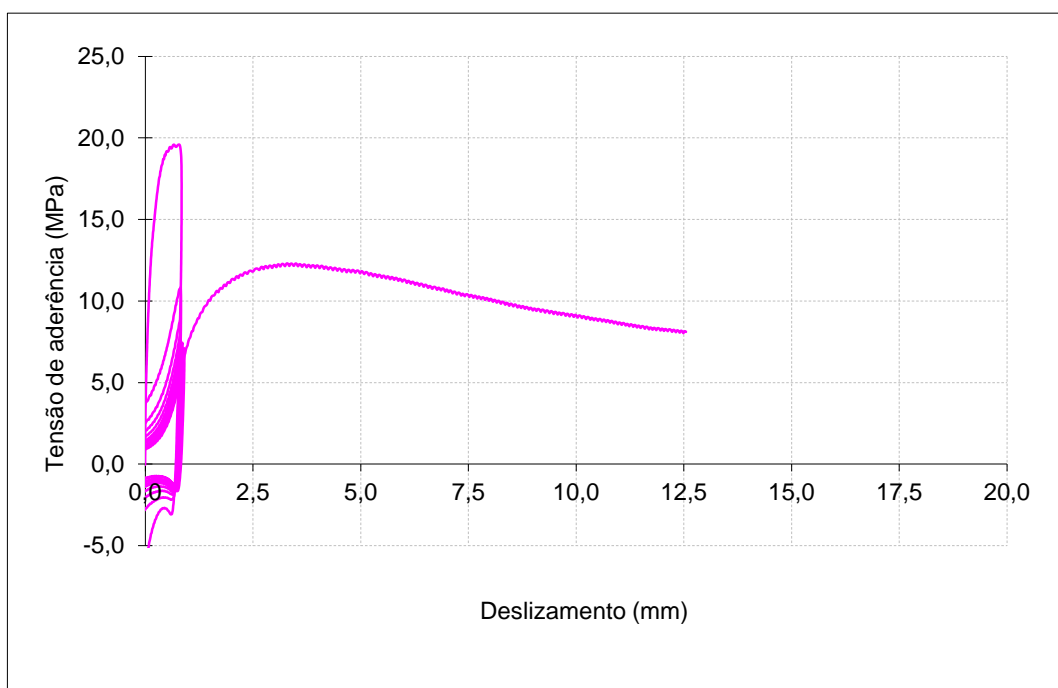
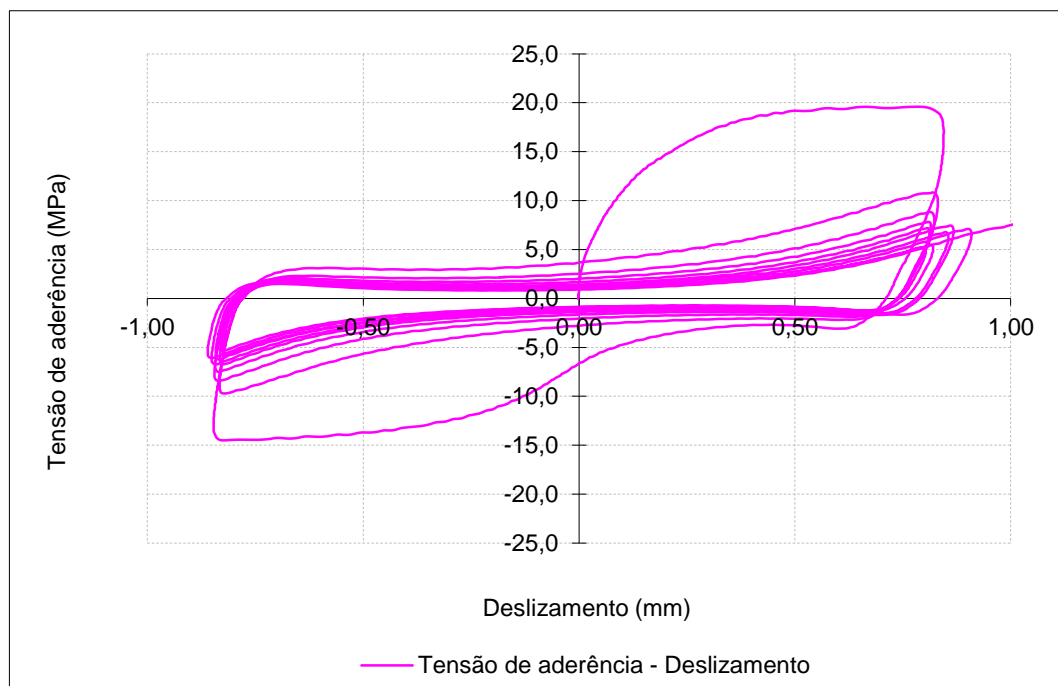
	τ (MPa)
τ_1	14,14
τ_f	10,40
τ_3	7,52

	s (mm)
s_1	3,715
s_f	12,269
s_3	-

Provete: A_C1_25_8
Aço: A500NR SD
d (mm): 25
f_{R, média}: 0,096

Data de ensaio: 27-01-2012
Betão: C30/37
f_{cm} (MPa): 45,0
f_c (MPa): 44,0

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	12,30
τ_f	8,06
τ_3	7,84

	s (mm)
s_1	3,288
s_f	12,497
s_3	-

Provete: A_C1_25_9

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

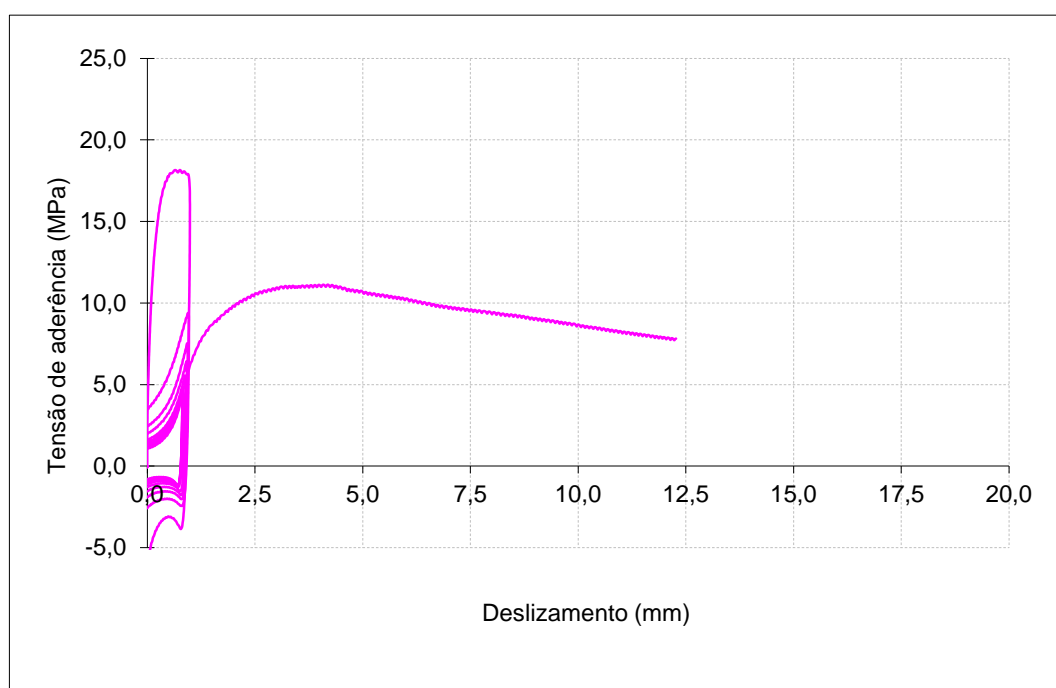
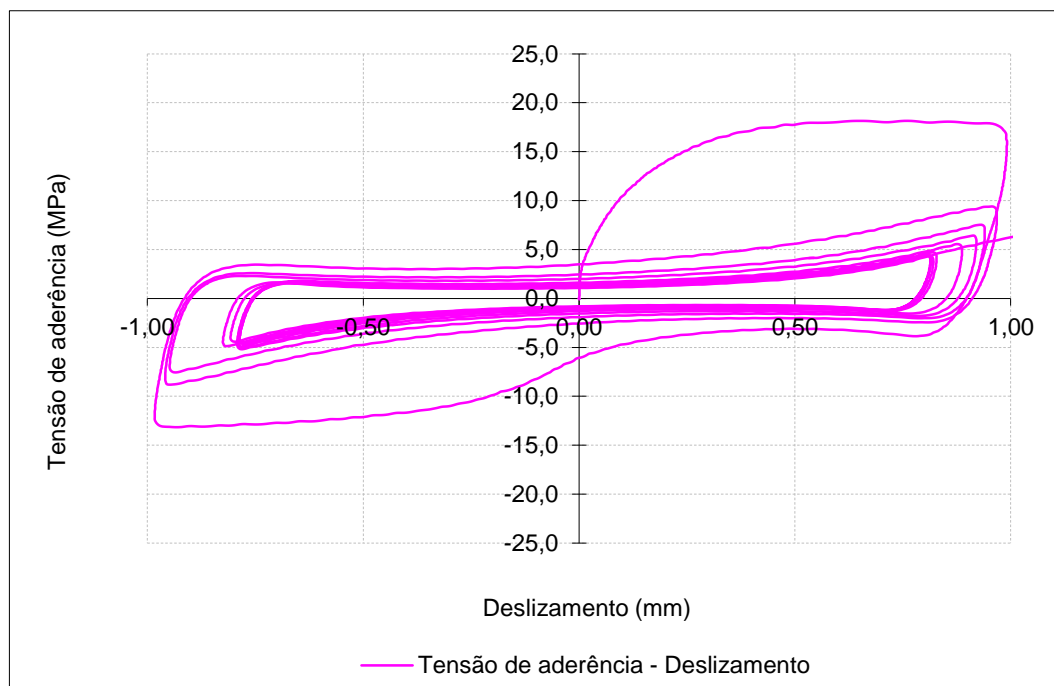
 $f_{R, \text{média}}$: 0,096

Data de ensaio: 27-01-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 44,0

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	11,12
τ_f	7,75
τ_3	7,26

	s (mm)
s_1	4,197
s_f	12,138
s_3	-

Provete: B_C1_25_7

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

$f_{R, média}$: 0,101

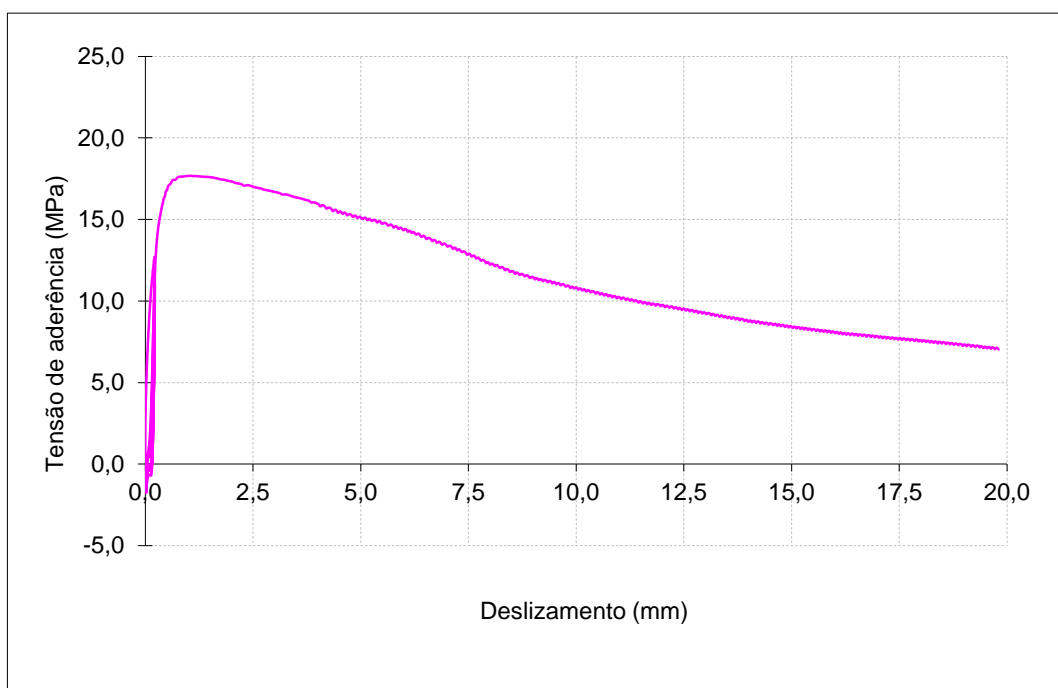
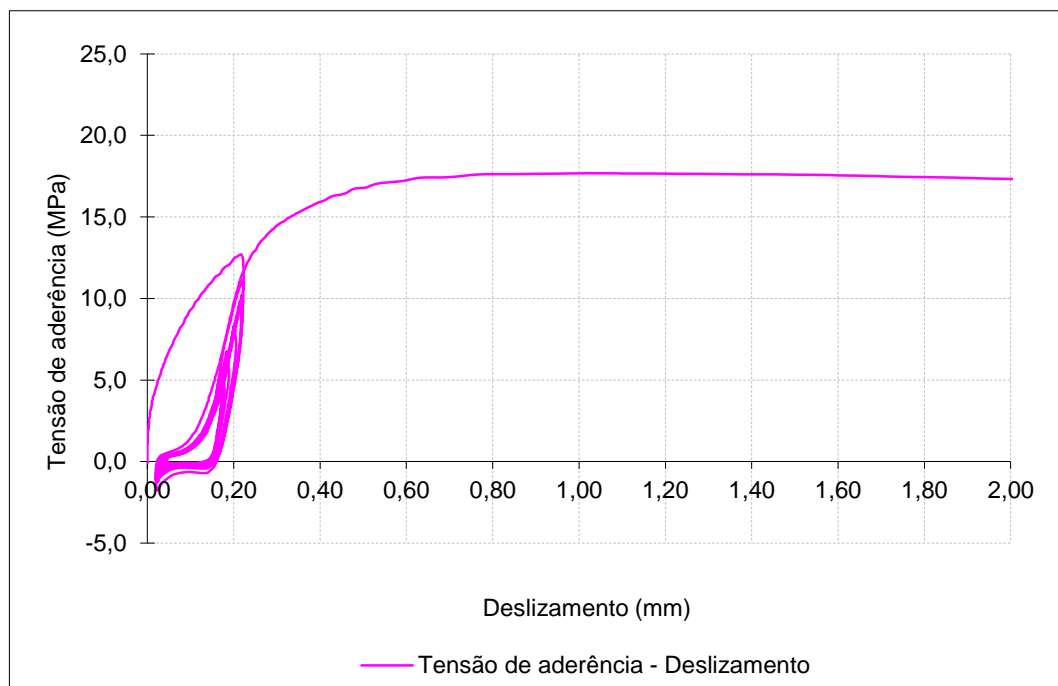
Data de ensaio: 31-01-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 44,0

Ensaio Cíclico Tipo 3



	τ (MPa)
τ_1	17,67
τ_f	7,03
τ_3	6,99

	s (mm)
s_1	1,057
s_f	19,807
s_3	19,795

Provete: B_C1_25_8

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

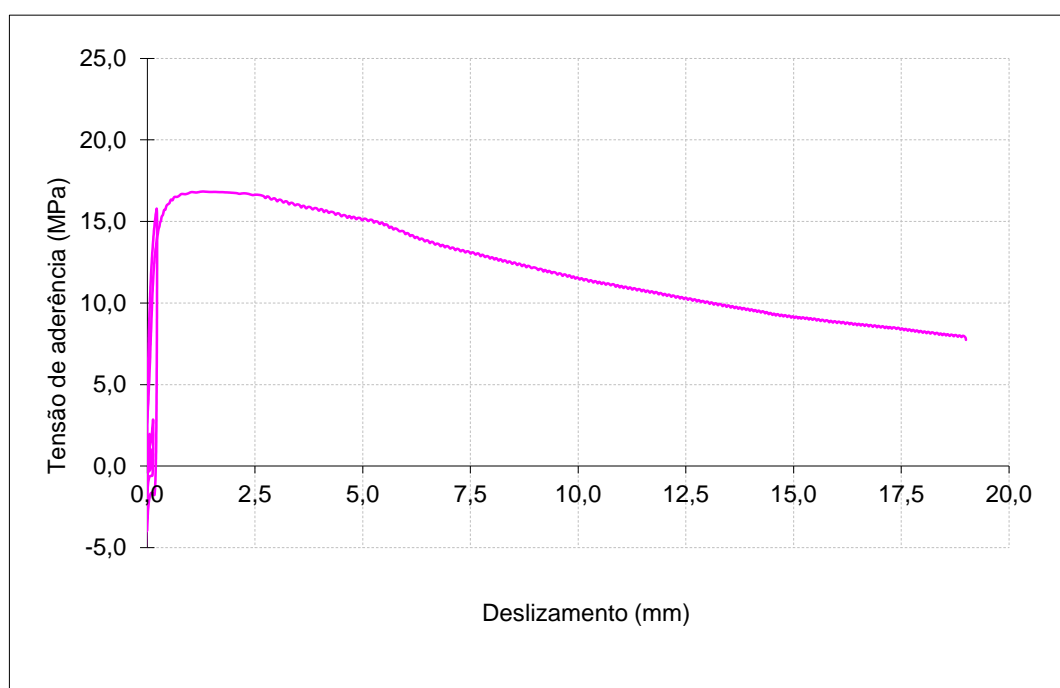
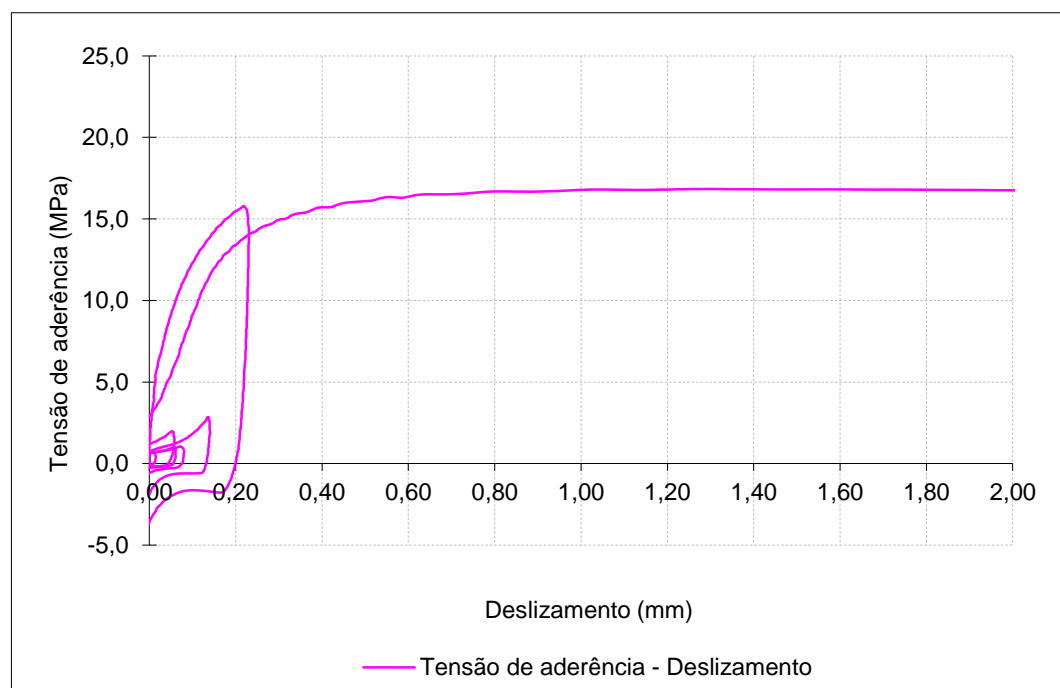
 $f_{R, média}$: 0,101

Data de ensaio: 31-01-2012

Betão: C30/37

 f_{cm} (MPa): 45,0 f_c (MPa): 44,0

Ensaio Cíclico Tipo 3



	τ (MPa)
τ_1	16,83
τ_f	7,74
τ_3	7,84

	s (mm)
s_1	0,790
s_f	19,002
s_3	18,881

Provete: B_C1_25_9

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

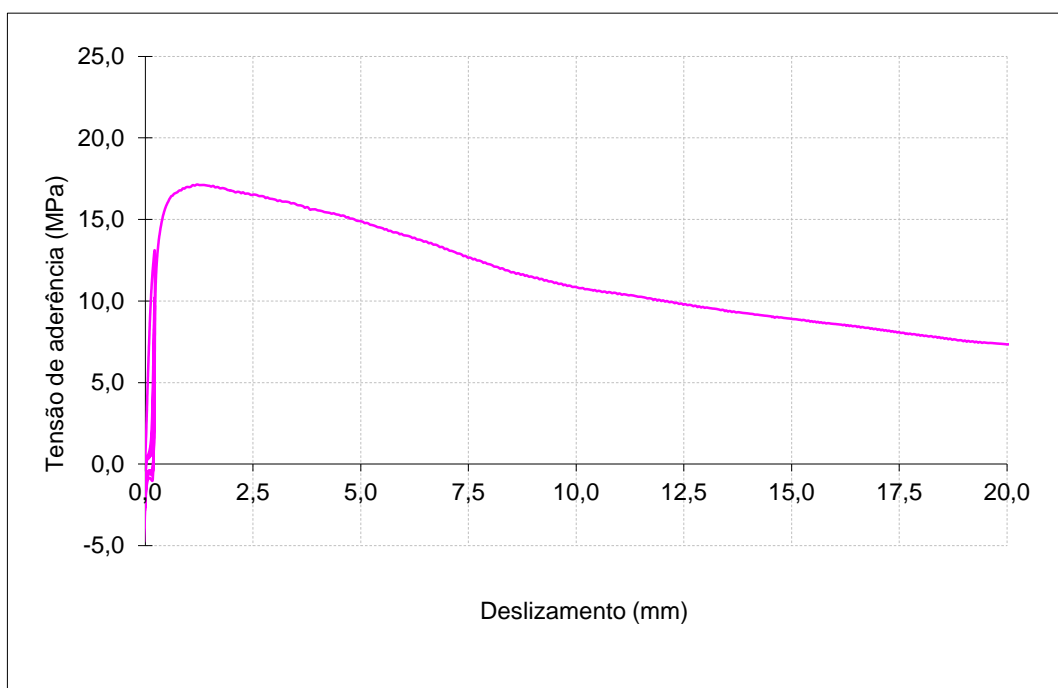
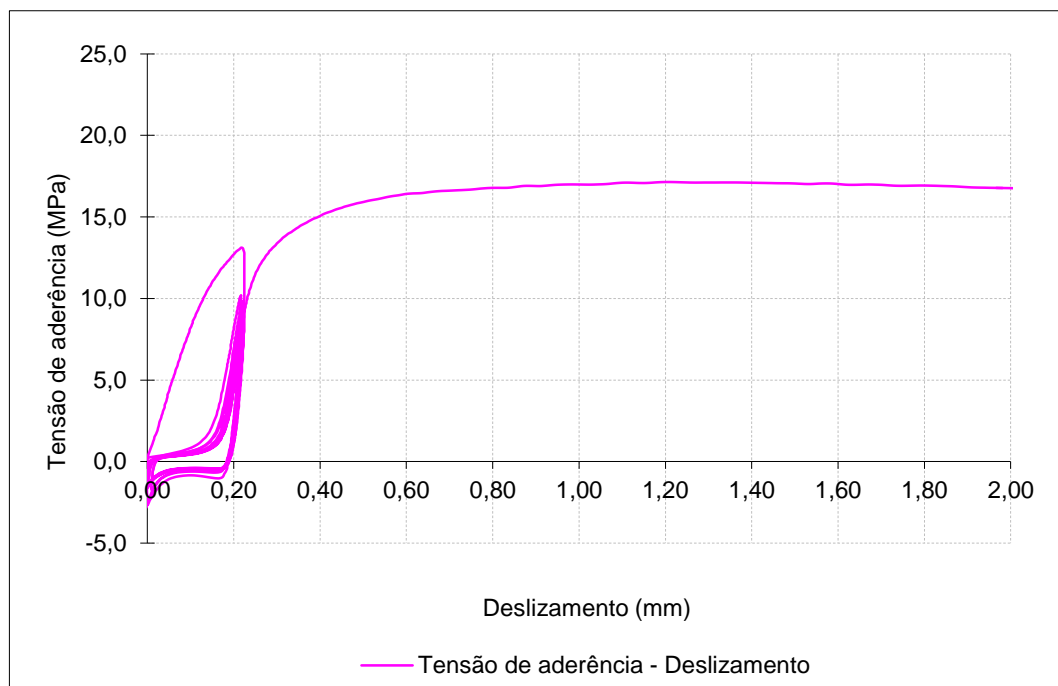
Data de ensaio: 31-01-2012

Betão: C30/37

f_{cm} (MPa): 45,0

f_c (MPa): 44,0

Ensaio Cíclico Tipo 3



	τ (MPa)
τ_1	17,14
τ_f	7,15
τ_3	6,78

	s (mm)
s_1	1,210
s_f	20,175
s_3	-

Provete: A_C2_25_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

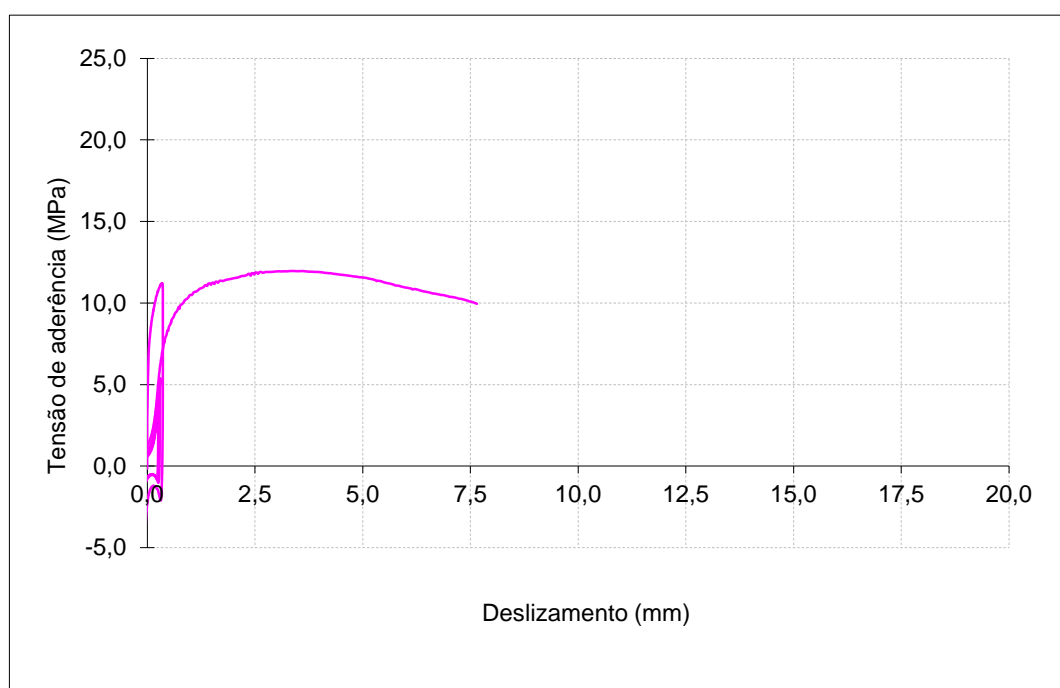
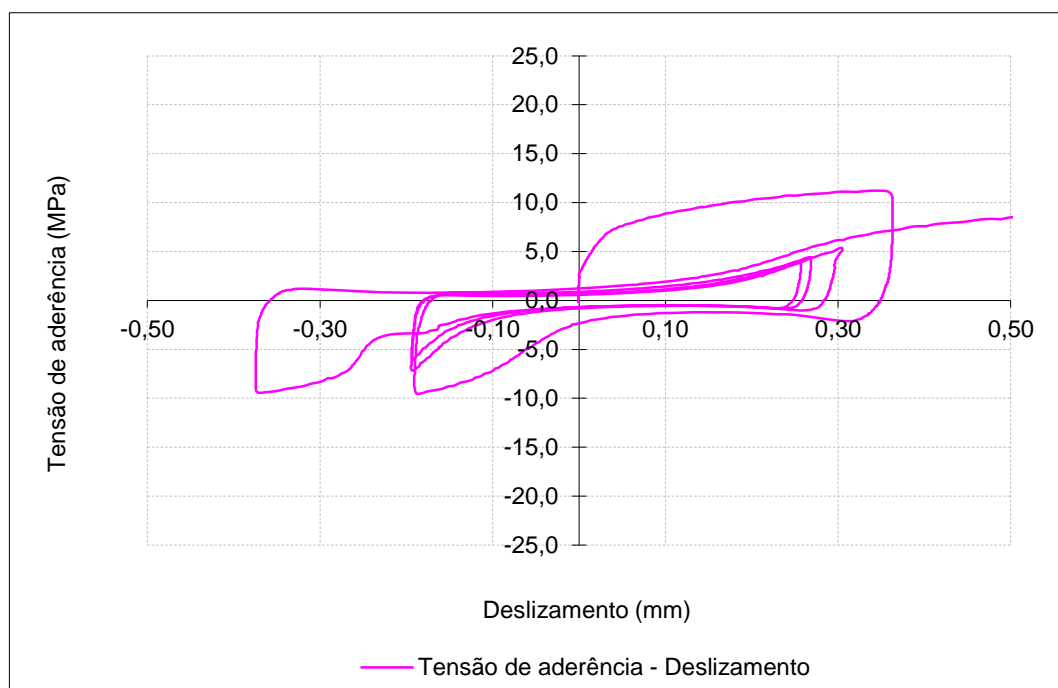
 $f_{R, \text{média}}$: 0,096

Data de ensaio: 28-10-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,3

Ensaio Cíclicos Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	11,96
τ_f	9,95
τ_3	4,79

	s (mm)
s_1	3,393
s_f	7,650
s_3	-

Provete: A_C2_25_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

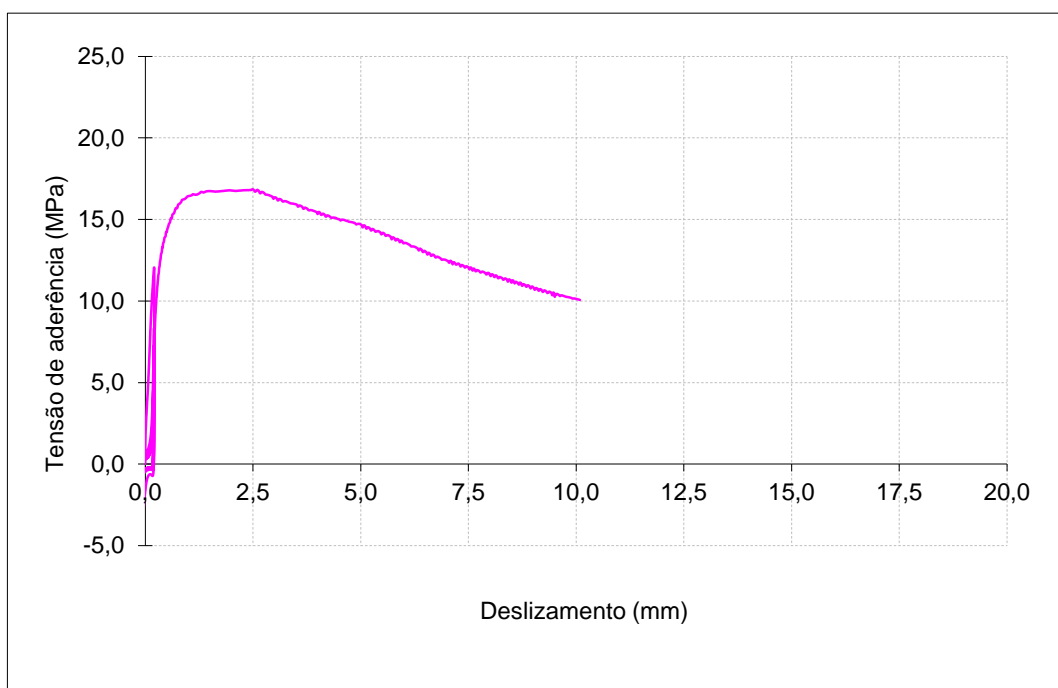
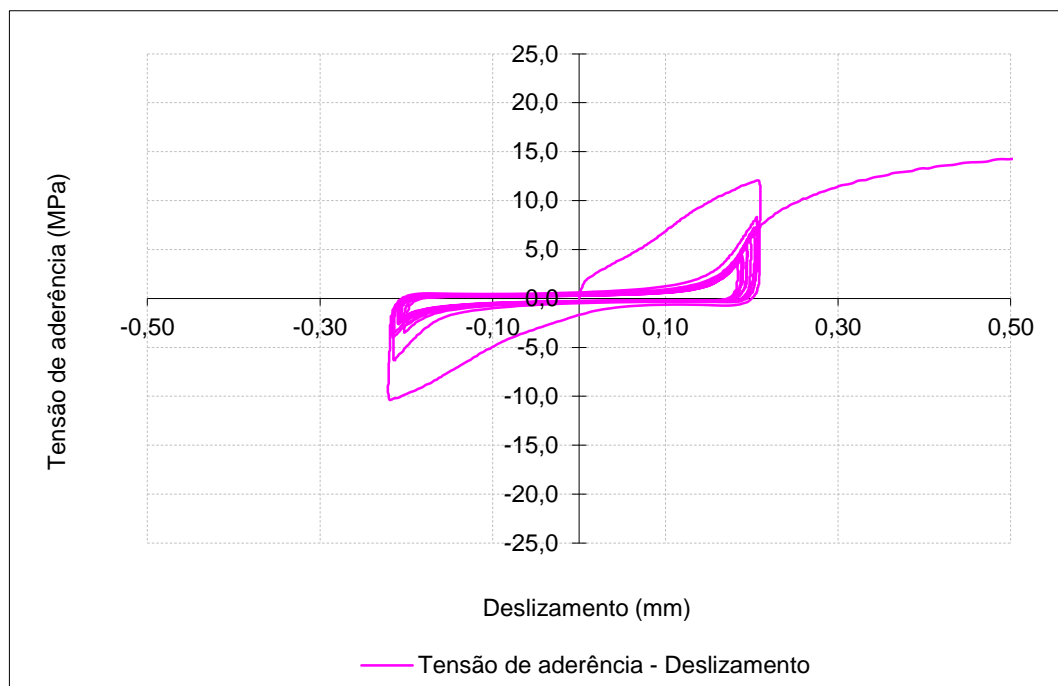
Data de ensaio: 28-10-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	16,84
τ_f	10,22
τ_3	6,74

	s (mm)
s_1	2,497
s_f	9,852
s_3	-

Provete: A_C2_25_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

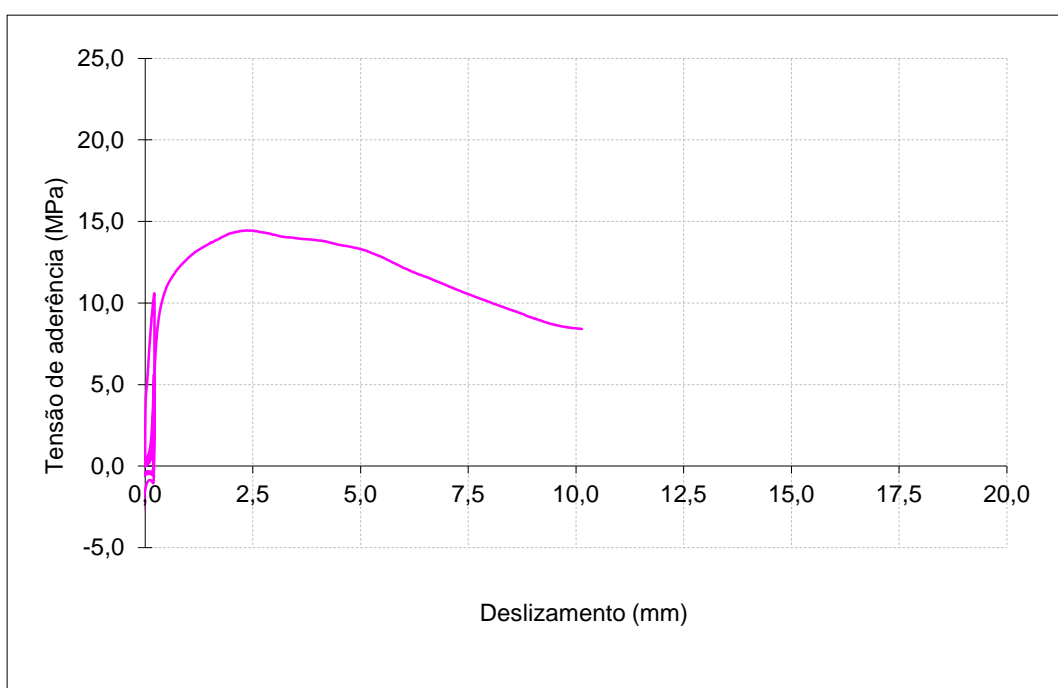
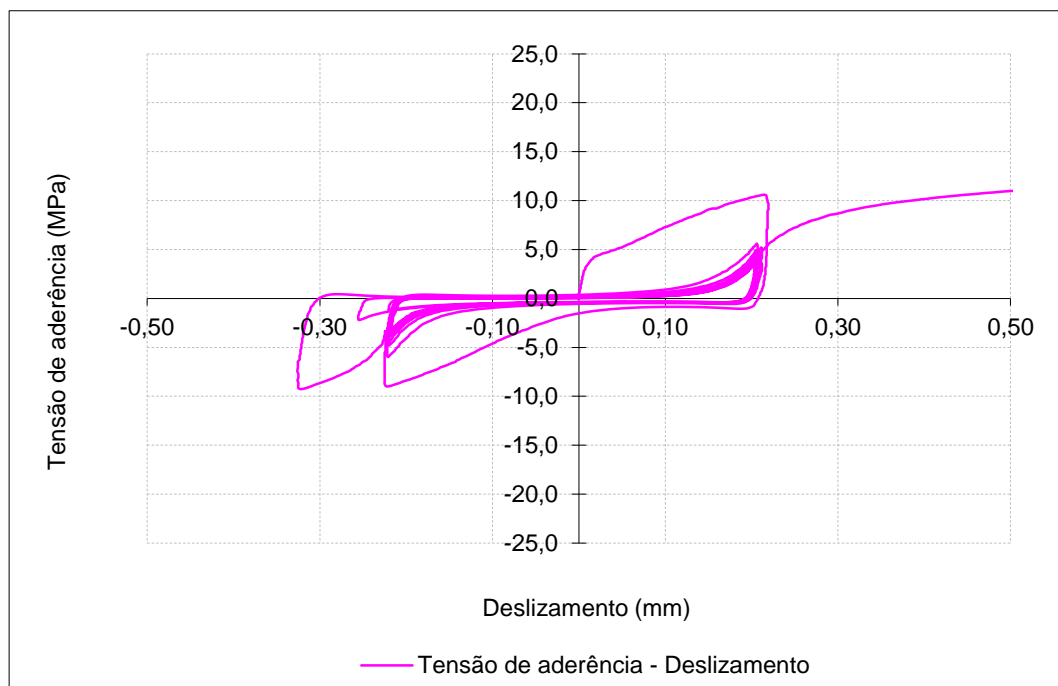
 $f_{R, média}$: 0,096

Data de ensaio: 28-10-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	14,45
τ_f	8,41
τ_3	5,78

	s (mm)
s_1	2,360
s_f	10,139
s_3	-

Provete: A_C2_25_7

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

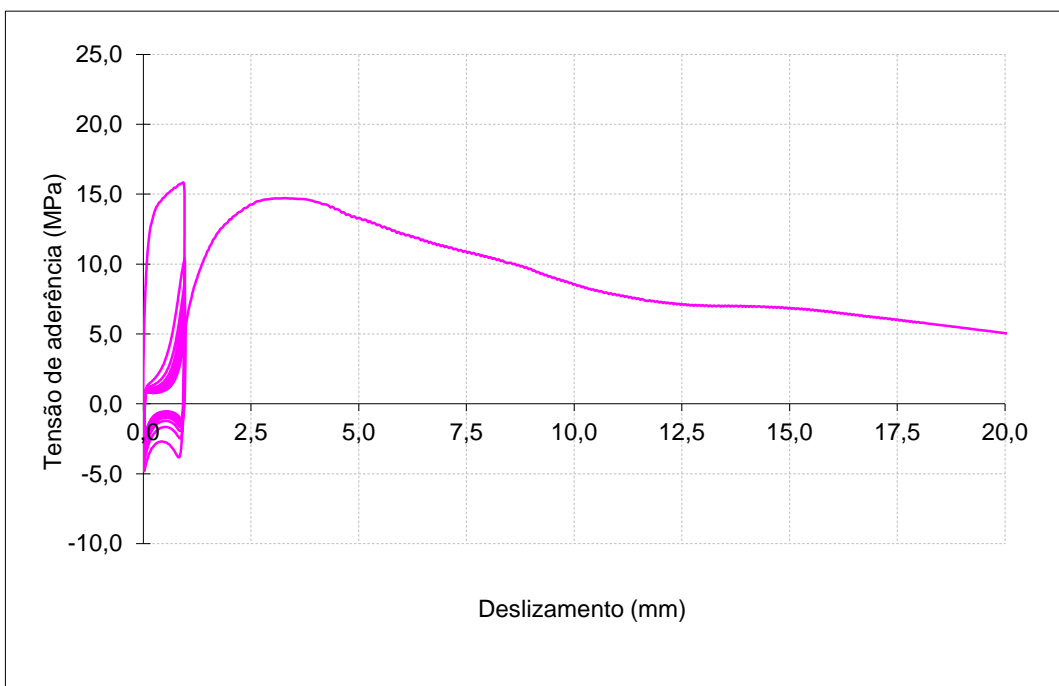
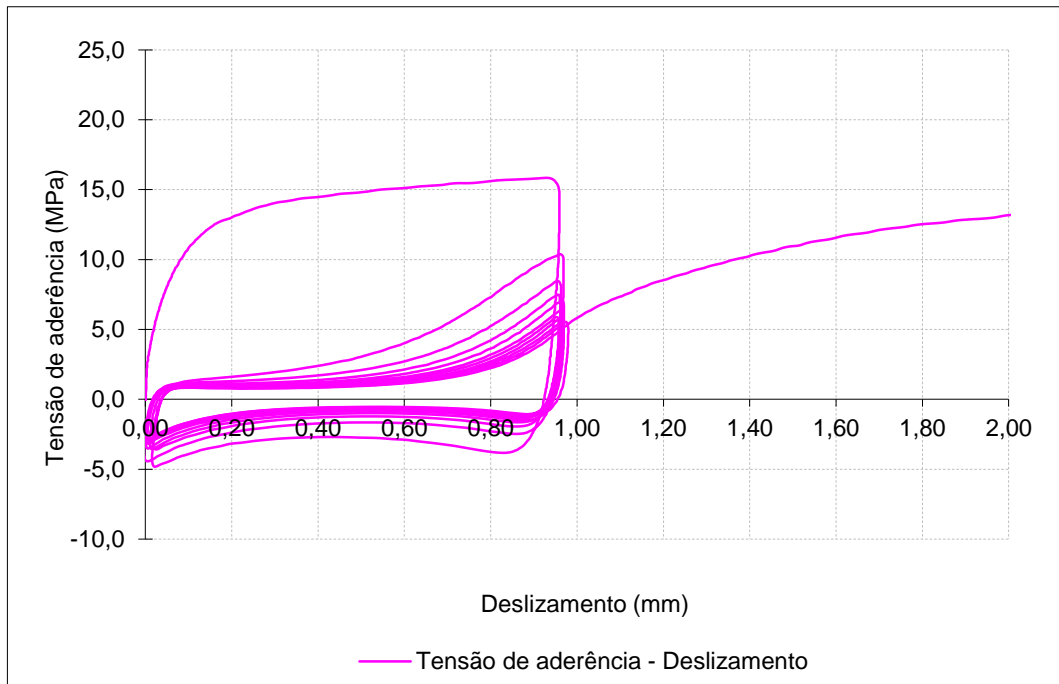
Data de ensaio: 01-02-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,4

Ensaio Cíclico Tipo 4



	τ (MPa)
τ_1	14,71
τ_f	4,71
τ_3	6,33

	s (mm)
s_1	3,269
s_f	20,346
s_3	16,601

Provete: A_C2_25_8

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

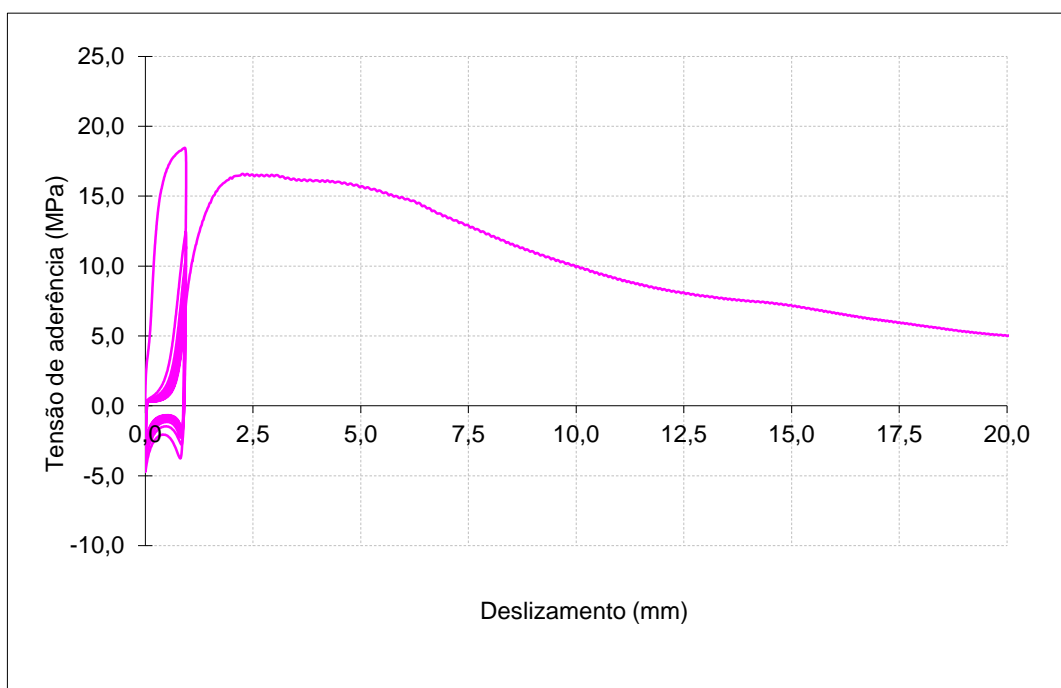
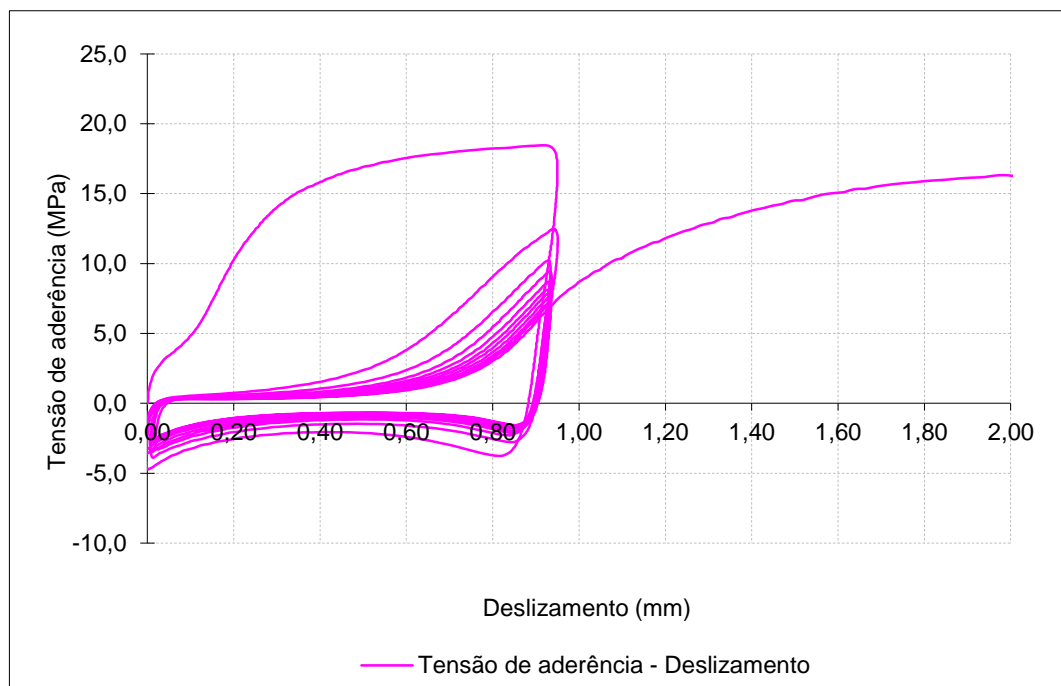
 $f_{R, \text{média}}$: 0,096

Data de ensaio: 01-02-2012

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,4

Ensaio Cíclico Tipo 4



	τ (MPa)
τ_1	16,59
τ_f	4,75
τ_3	7,38

	s (mm)
s_1	2,255
s_f	20,233
s_3	14,468

Provete: A_C2_25_9

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

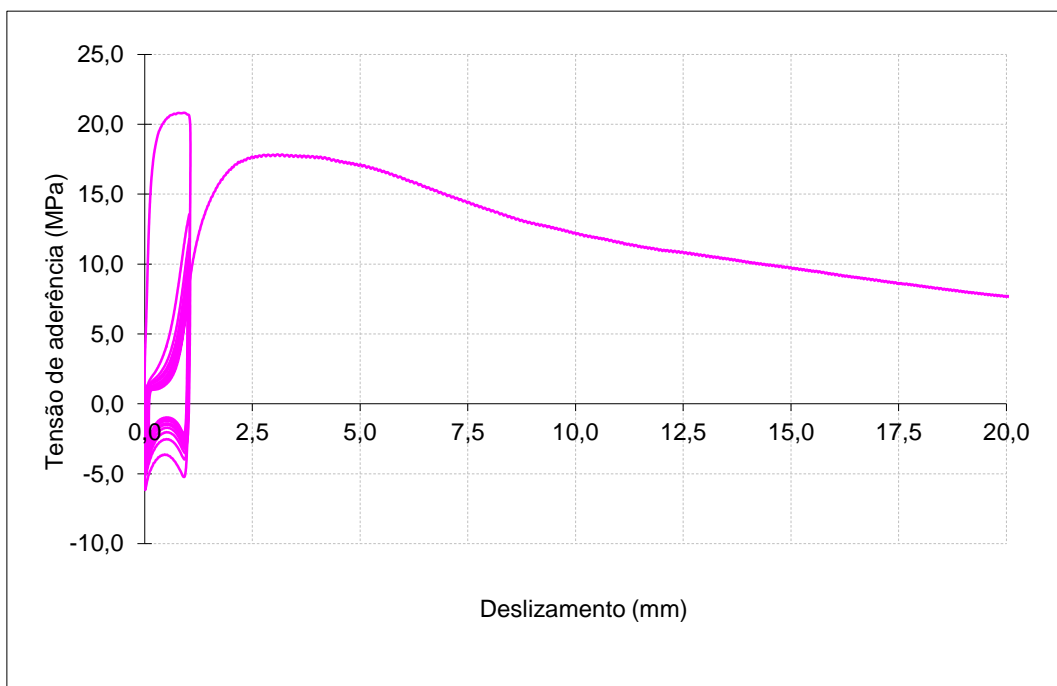
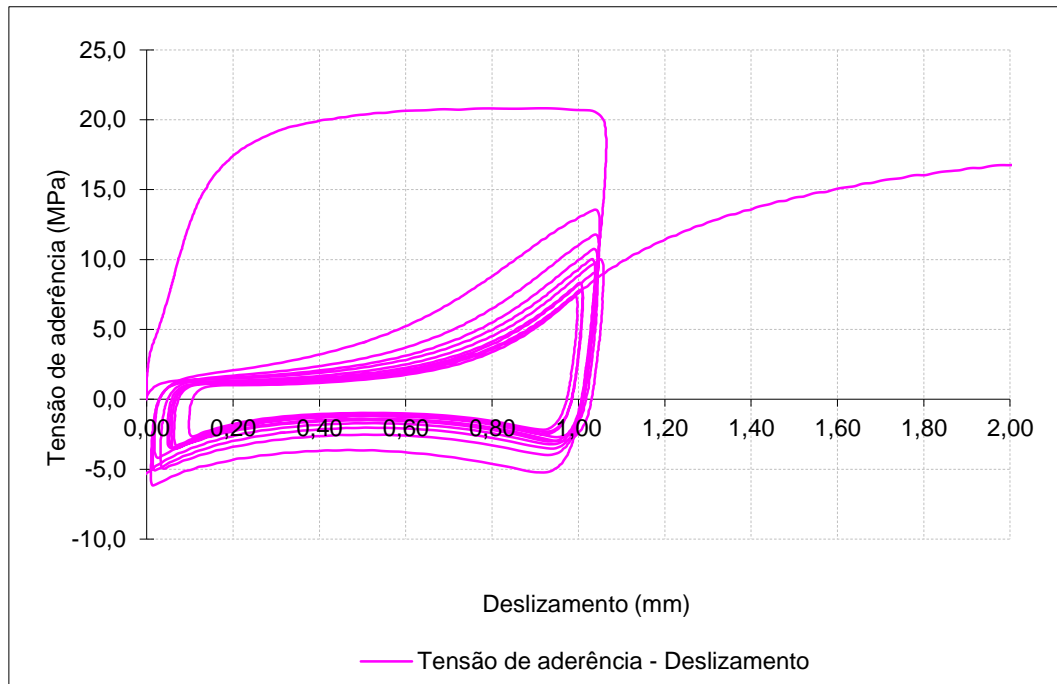
Data de ensaio: 01-02-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,4

Ensaio Cíclico Tipo 4



	τ (MPa)
τ_1	17,84
τ_f	7,46
τ_3	8,33

	s (mm)
s_1	3,077
s_f	20,163
s_3	18,256

Provete: B_C2_25_4

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

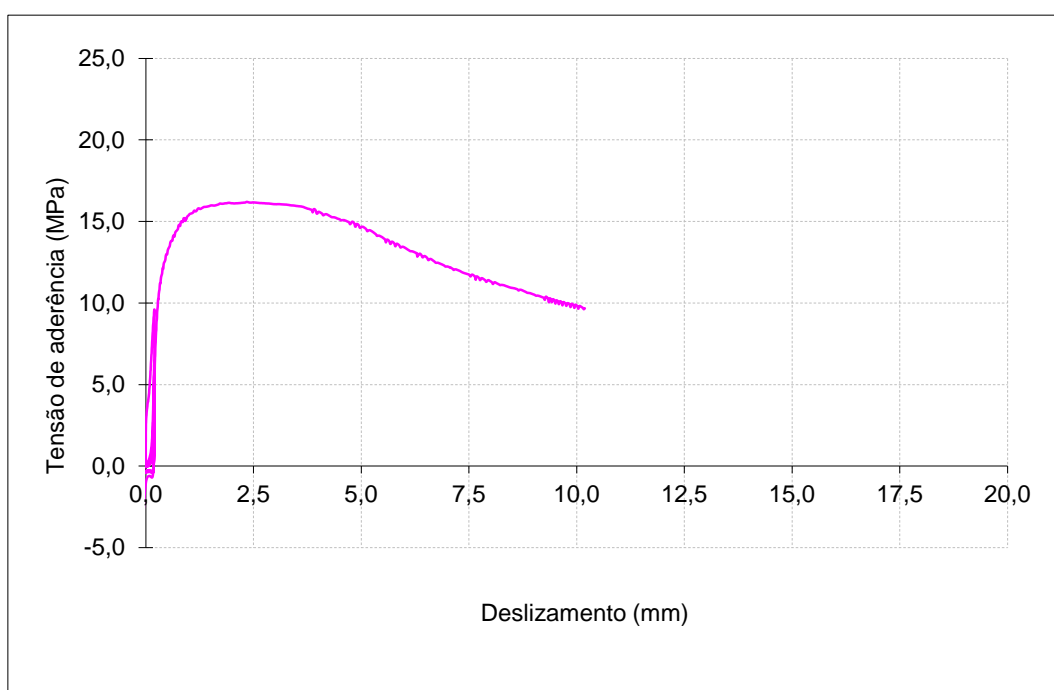
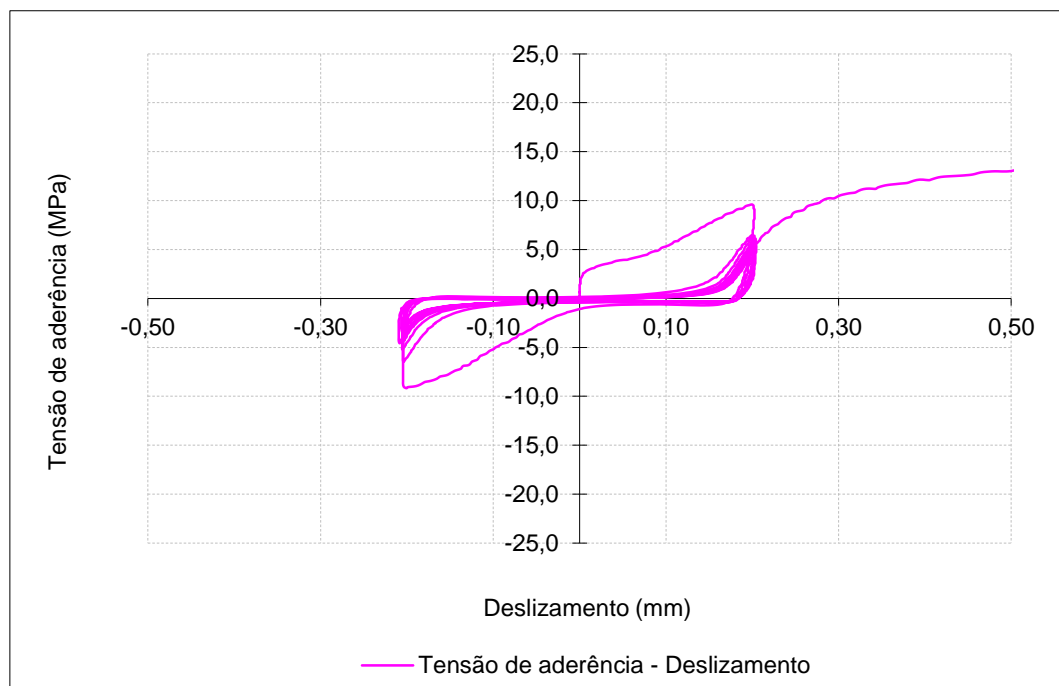
 $f_{R, \text{média}}$: 0,101

Data de ensaio: 03-11-2011

Betão: C50/60

 f_{cm} (MPa): 68,0 f_c (MPa): 61,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	16,20
τ_f	9,67
τ_3	6,48

	s (mm)
s_1	2,348
s_f	10,191
s_3	-

Provete: B_C2_25_5

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

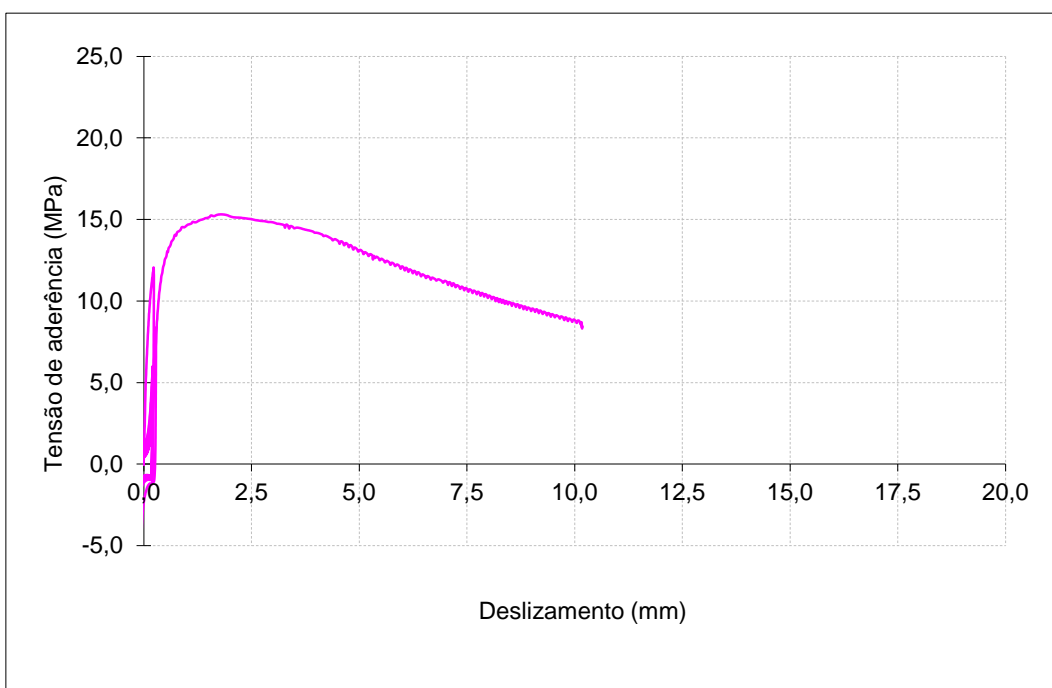
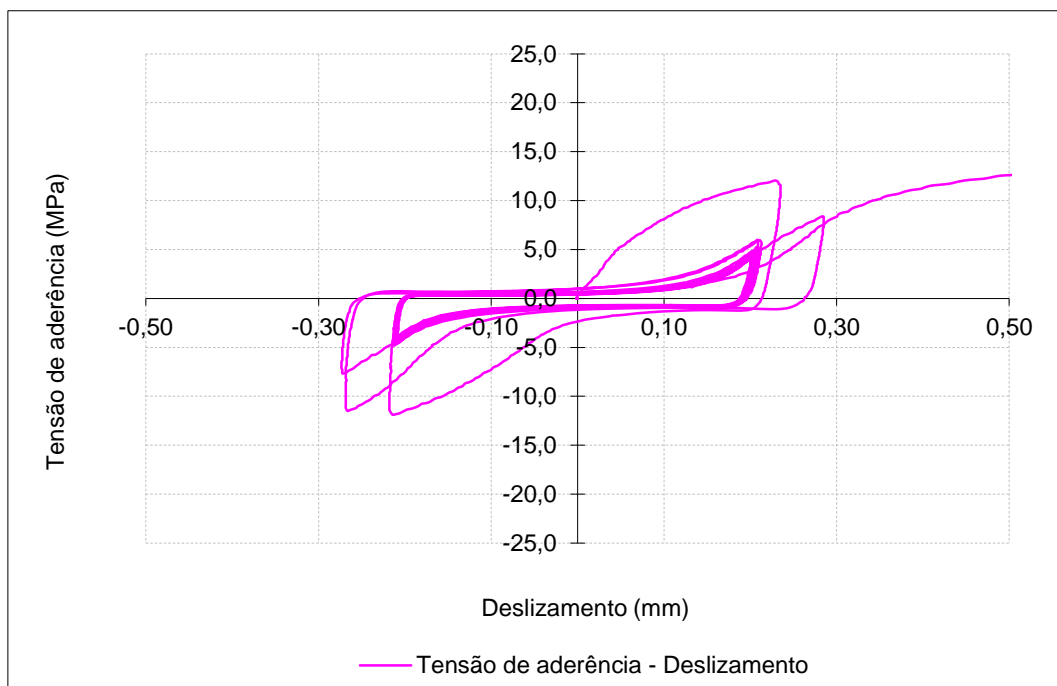
Data de ensaio: 03-11-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	15,31
τ_f	8,31
τ_3	6,12

	s (mm)
s_1	1,816
s_f	10,174
s_3	-

Provete: B_C2_25_6

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

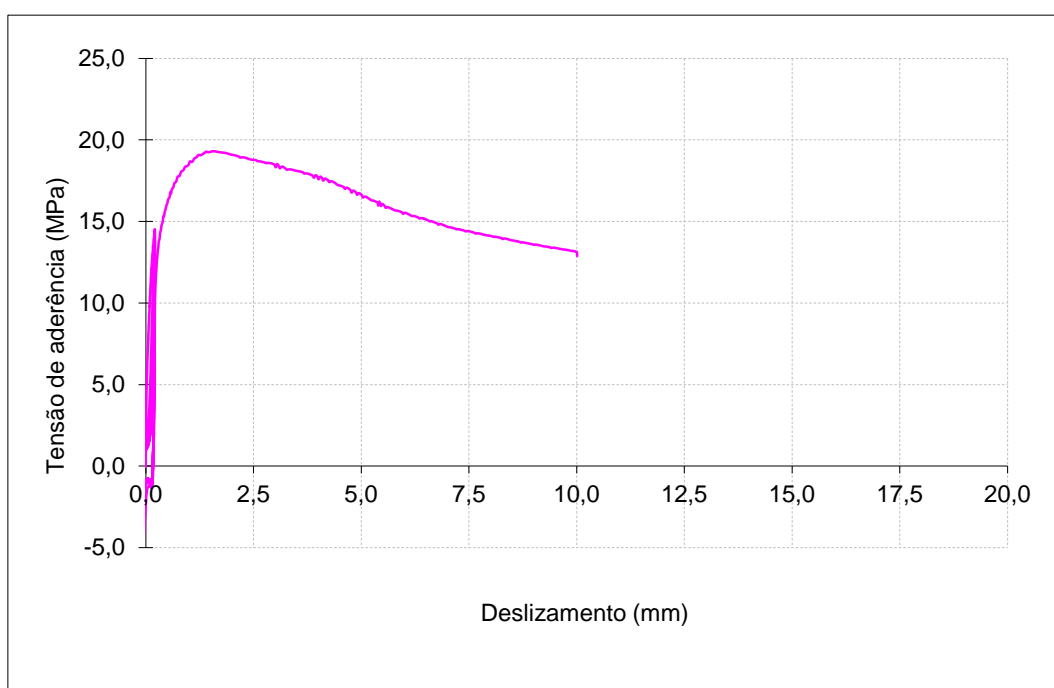
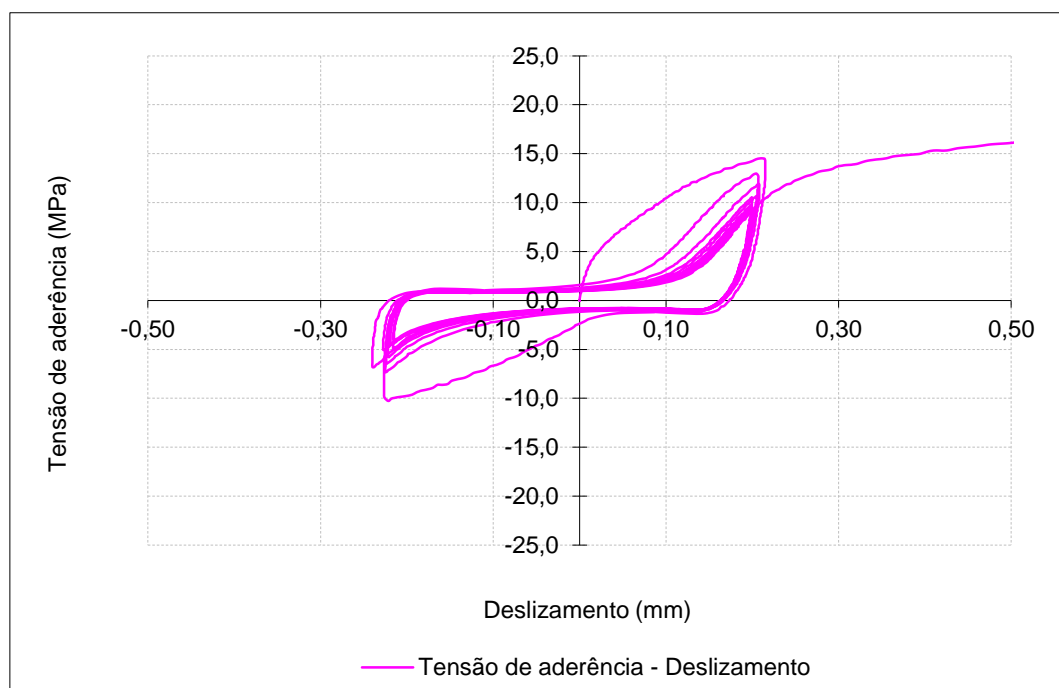
f_{R, média}: 0,101

Data de ensaio: 03-11-2011

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,3

Ensaio Cíclico Tipo 1


	τ (MPa)
τ_1	19,30
τ_f	12,88
τ_3	7,72

	s (mm)
s_1	1,574
s_f	10,014
s_3	-

Provete: B_C2_25_7

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

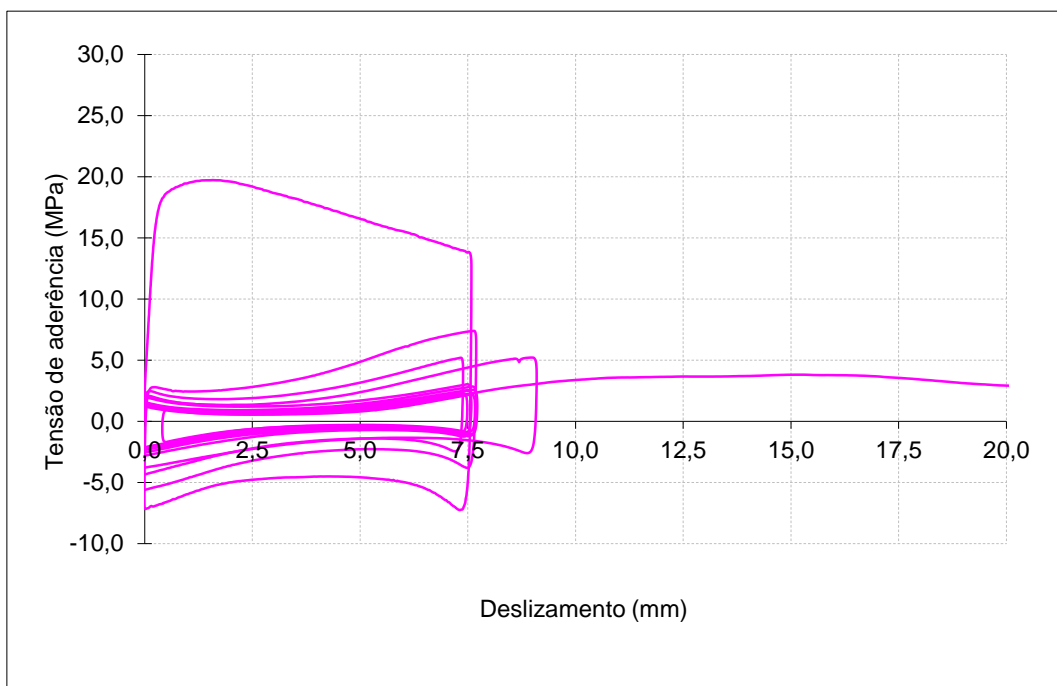
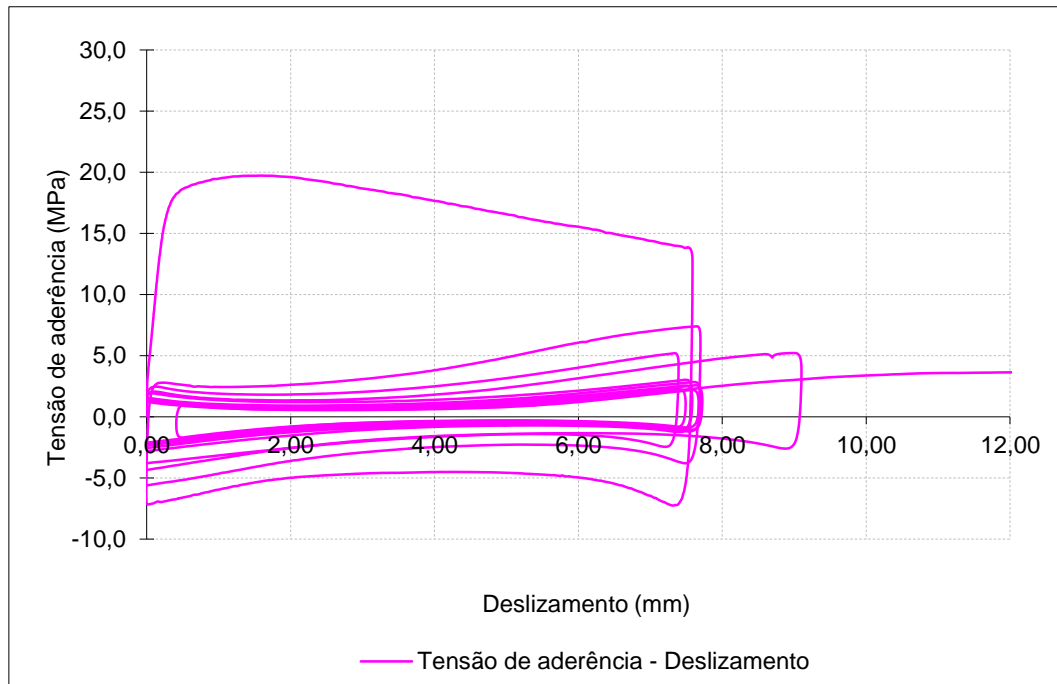
Data de ensaio: 02-02-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,4

Ensaio Cíclico Tipo 5



	τ (MPa)
τ_1	19,72
τ_f	3,66
τ_3	7,89

	s (mm)
s_1	1,591
s_f	13,585
s_3	-

Provete: B_C2_25_8

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

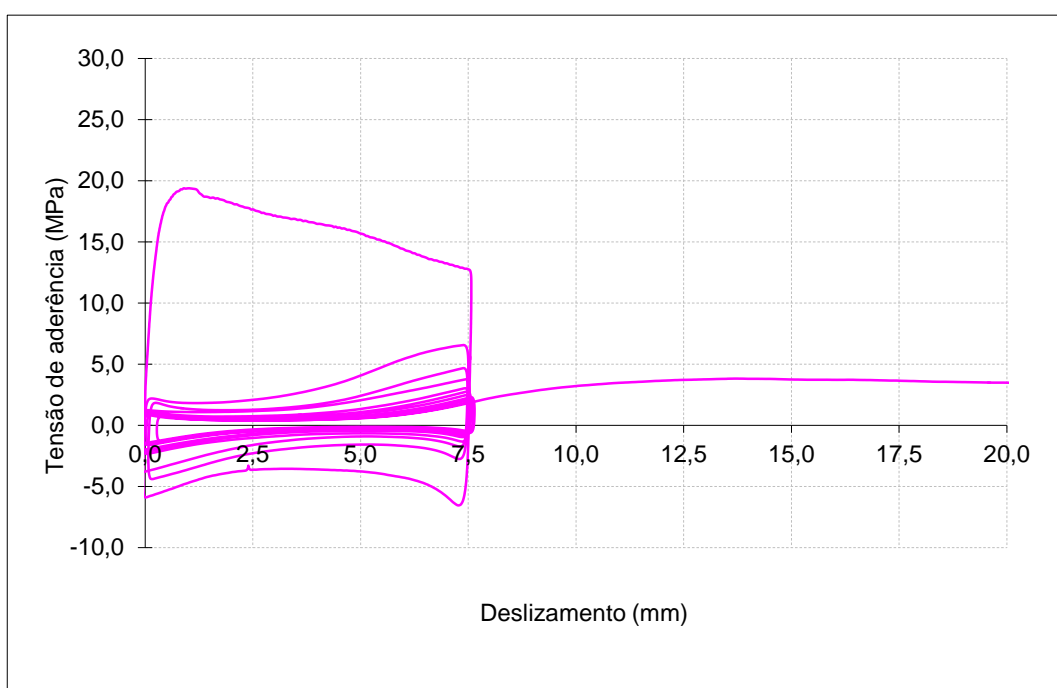
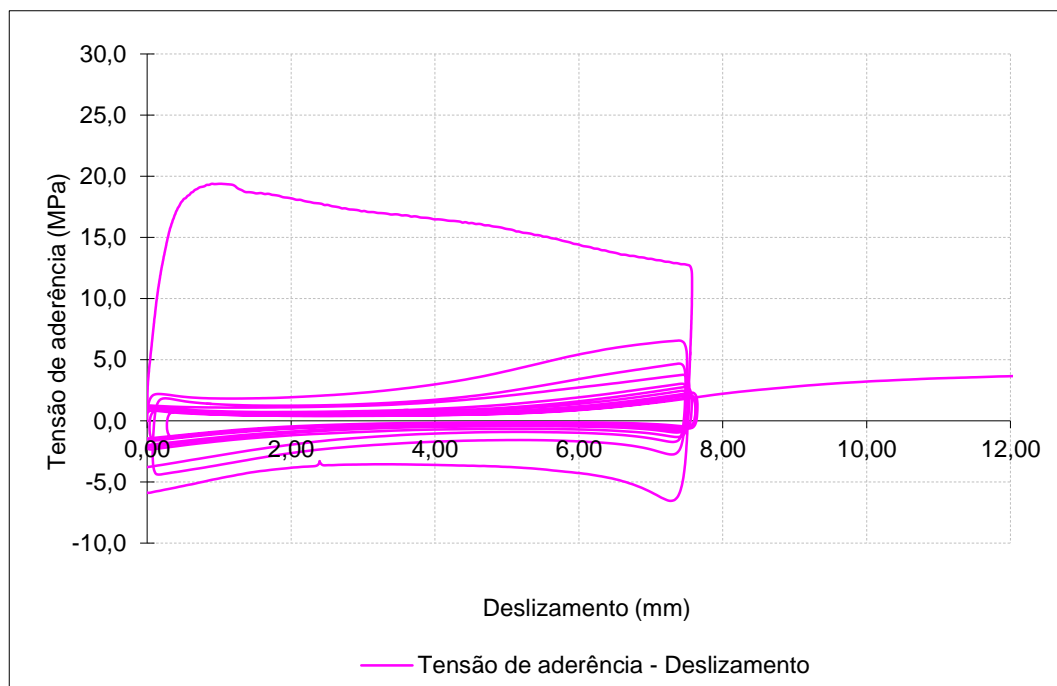
Data de ensaio: 02-02-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,4

Ensaio Cíclico Tipo 5



	τ (MPa)
τ_1	19,37
τ_f	3,71
τ_3	7,75

	s (mm)
s_1	1,031
s_f	13,503
s_3	-

Provete: B_C2_25_9

Aço: A500NR SD

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

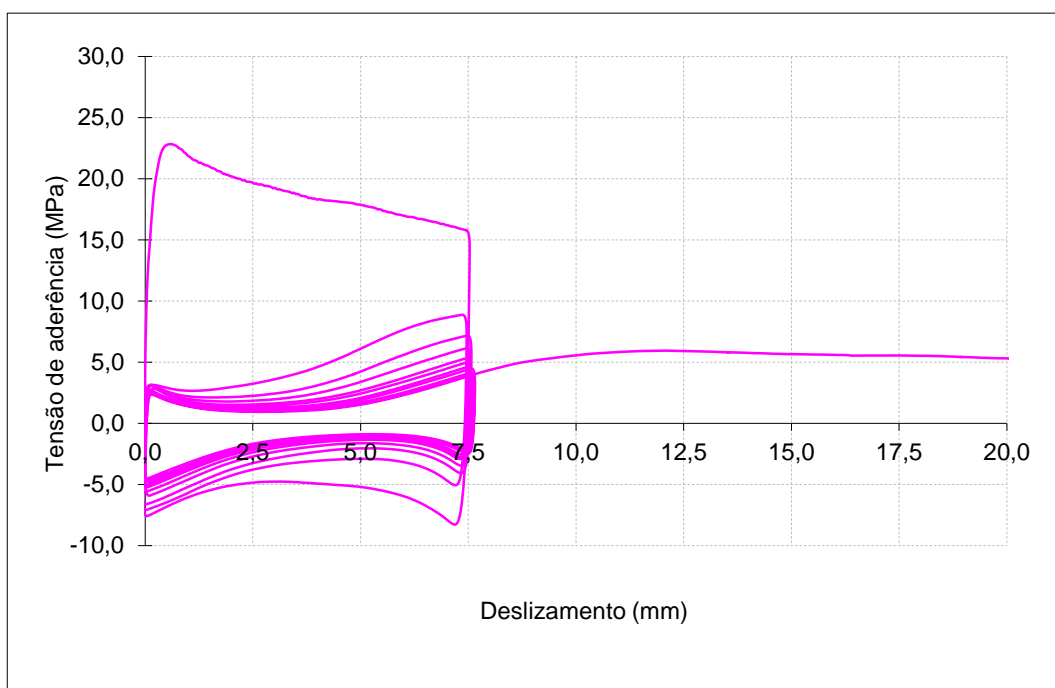
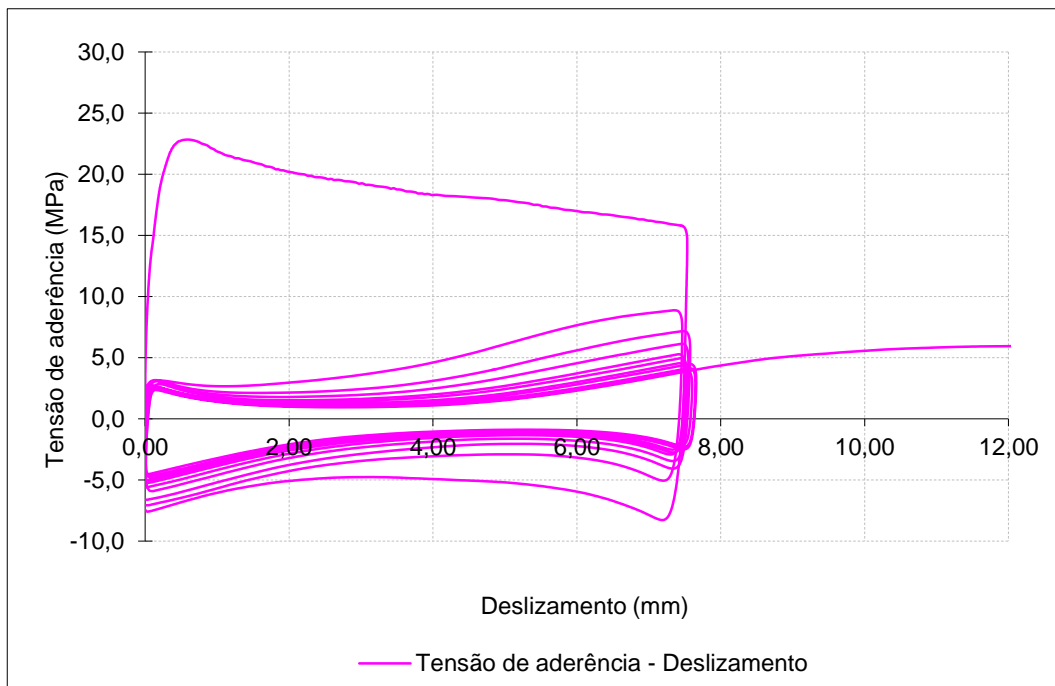
Data de ensaio: 02-02-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 61,4

Ensaio Cíclico Tipo 5



	τ (MPa)
τ_1	22,83
τ_f	5,68
τ_3	9,13

	s (mm)
s_1	0,594
s_f	13,620
s_3	-

Provete: BT_C2_25_4

Data de ensaio: 26-01-2012

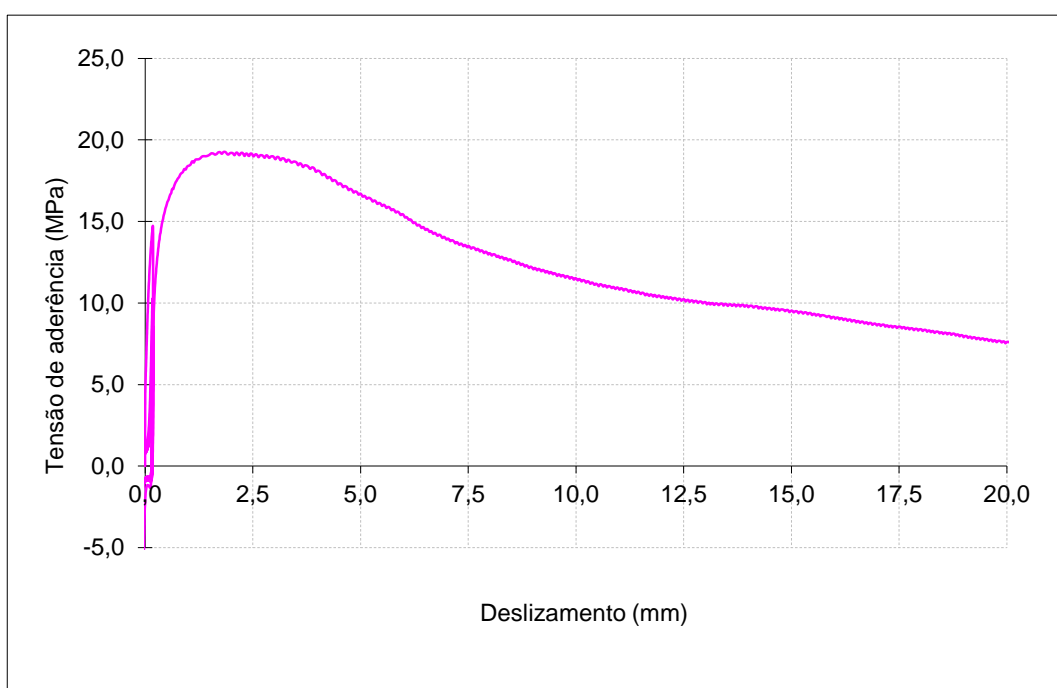
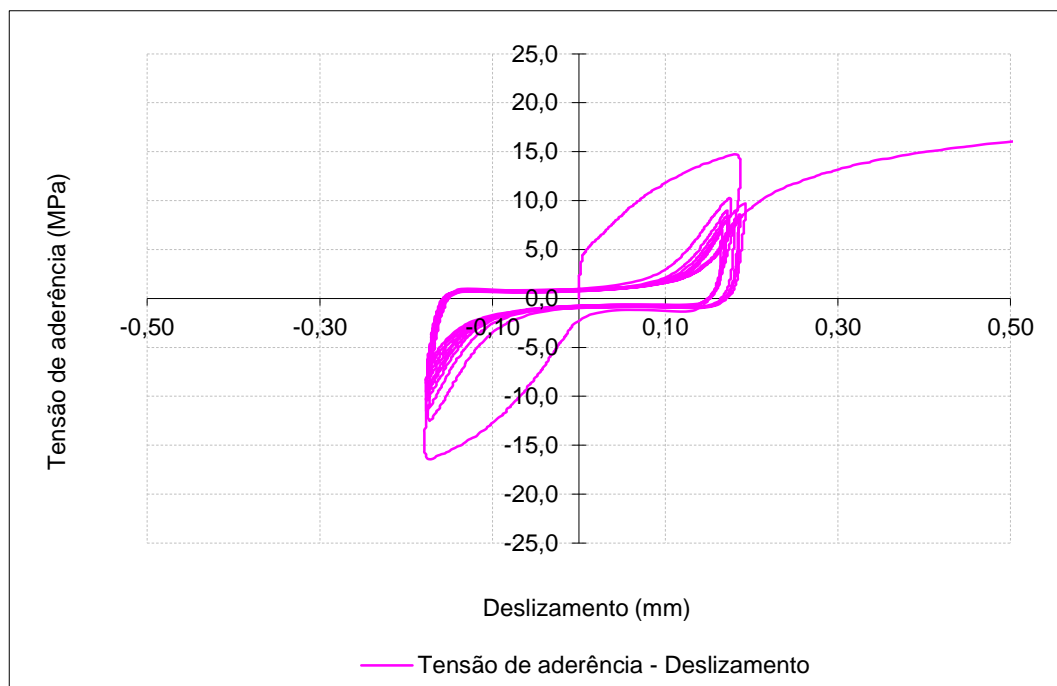
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,101

Ensaio Cíclicos Tipo 1

 f_c (MPa): 67,5

	τ (MPa)
τ_1	19,27
τ_f	6,24
τ_3	7,71

	s (mm)
s_1	1,847
s_f	25,647
s_3	19,601

Provete: BT_C2_25_5

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

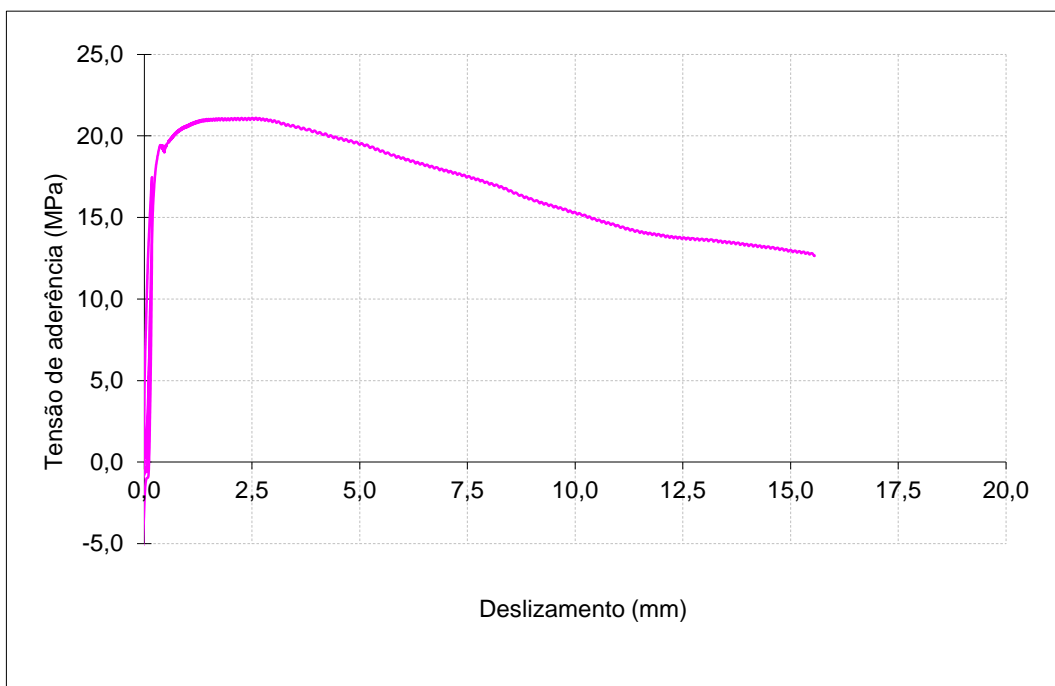
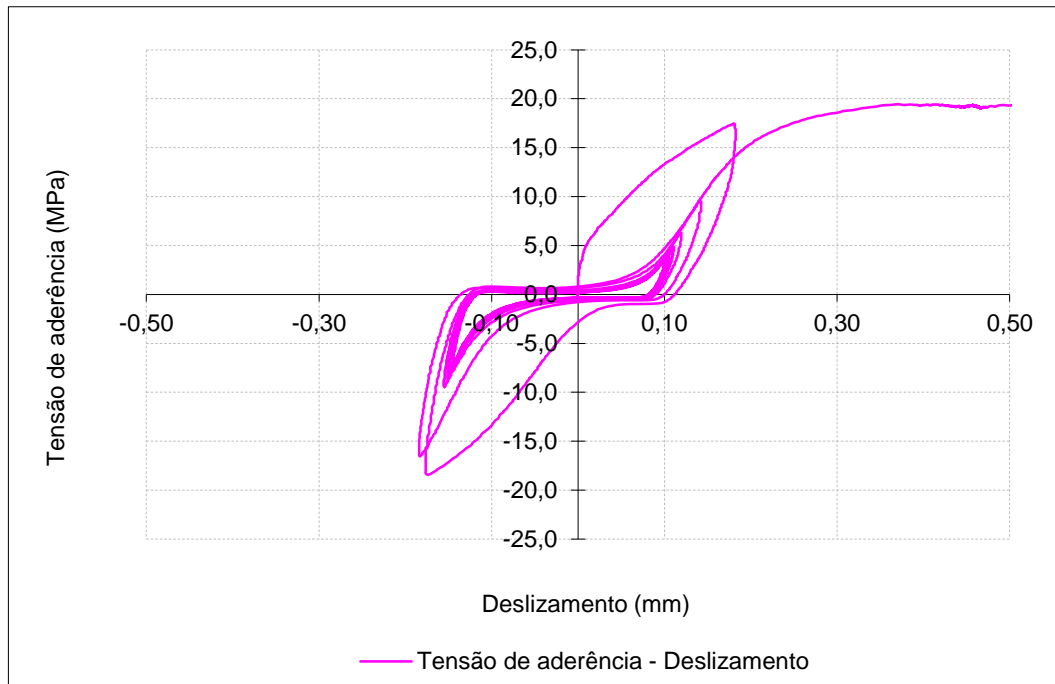
Ensaio Cíclico Tipo 1

Data de ensaio: 26-01-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 67,5



	τ (MPa)
τ_1	21,10
τ_f	12,64
τ_3	8,44

	s (mm)
s_1	2,595
s_f	15,557
s_3	-

Provete: BT_C2_25_6

Data de ensaio: 26-01-2012

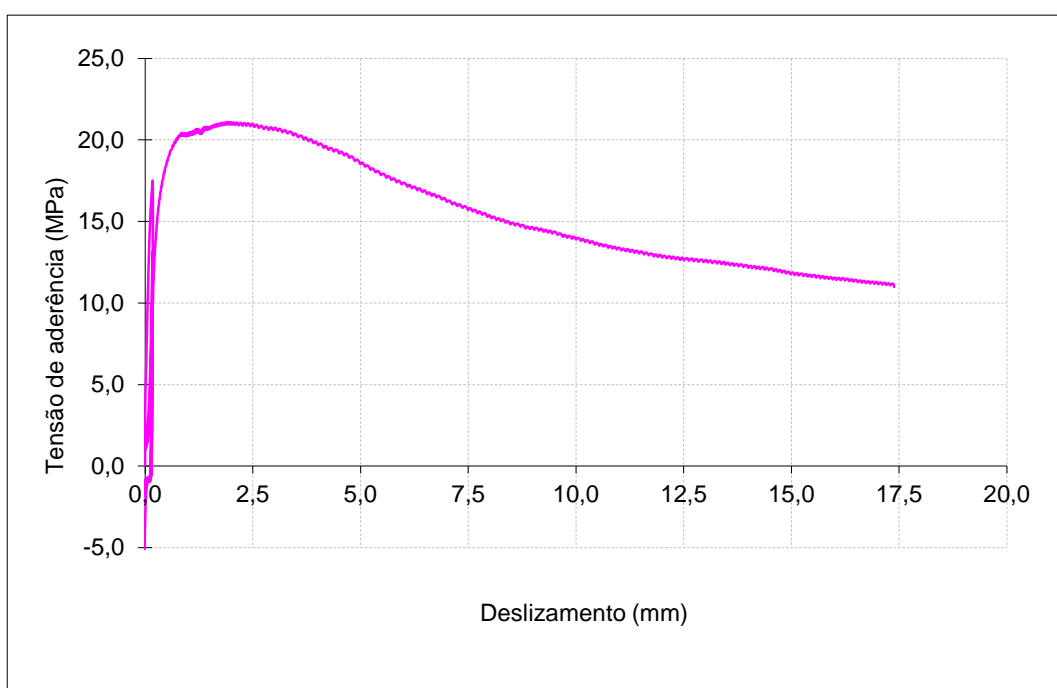
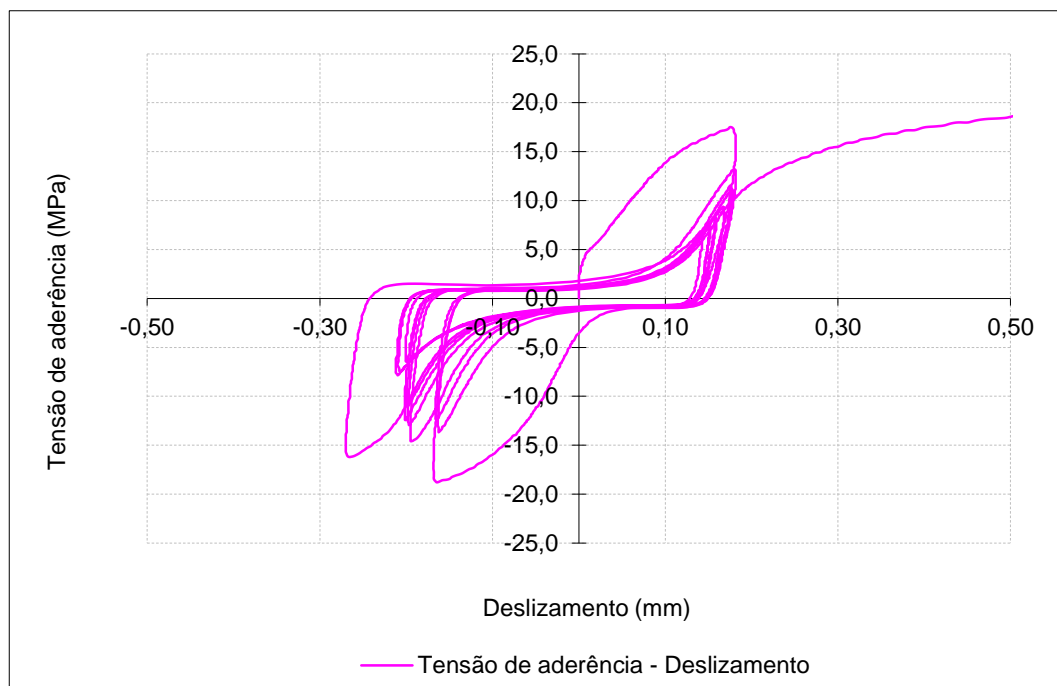
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,101

Ensaio Cíclicos Tipo 1

 f_c (MPa): 67,5

	τ (MPa)
τ_1	21,10
τ_f	10,99
τ_3	8,44

	s (mm)
s_1	1,937
s_f	17,384
s_3	-

Provete: AT_C2_25_4

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

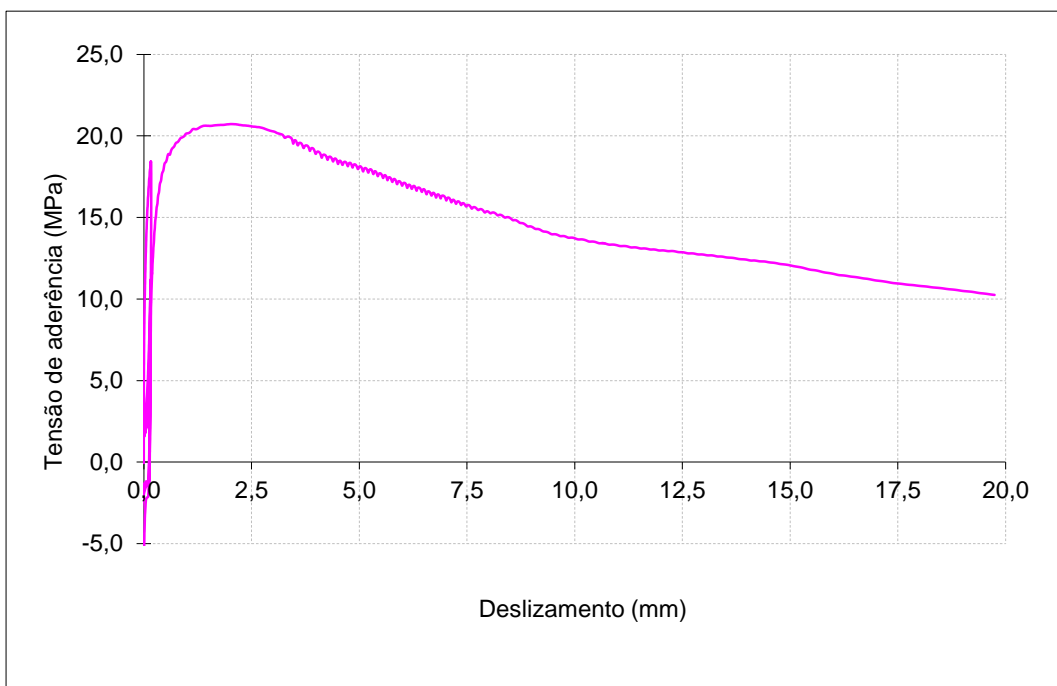
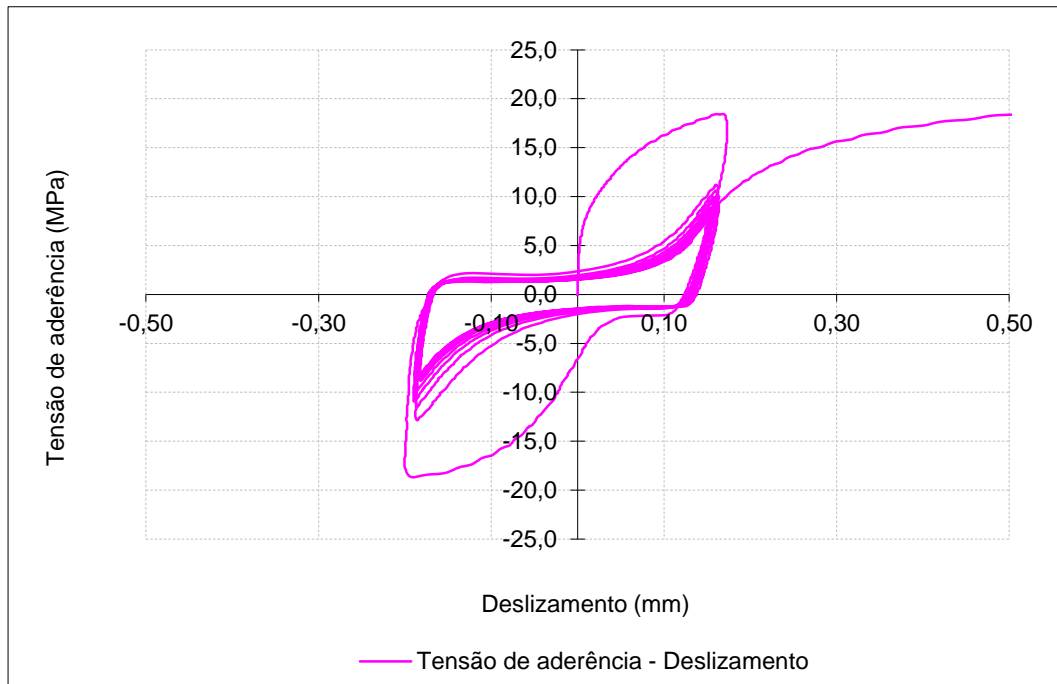
Data de ensaio: 12-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 59,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	20,72
τ_f	10,30
τ_3	4,87

	s (mm)
s_1	2,015
s_f	19,481
s_3	-

Provete: AT_C2_25_5

Data de ensaio: 12-04-2012

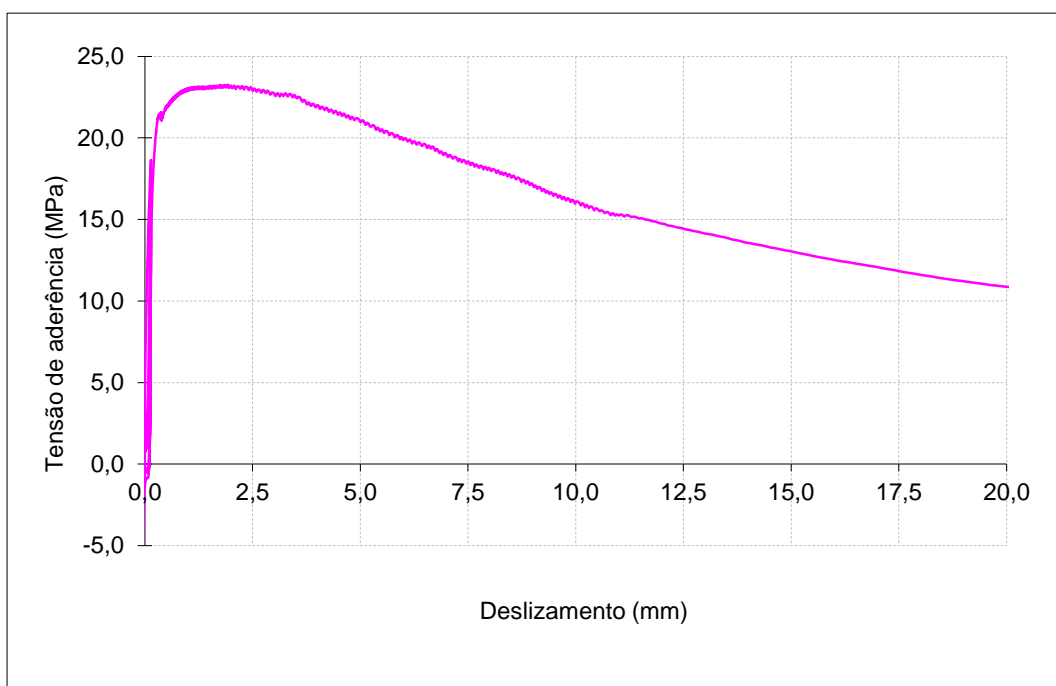
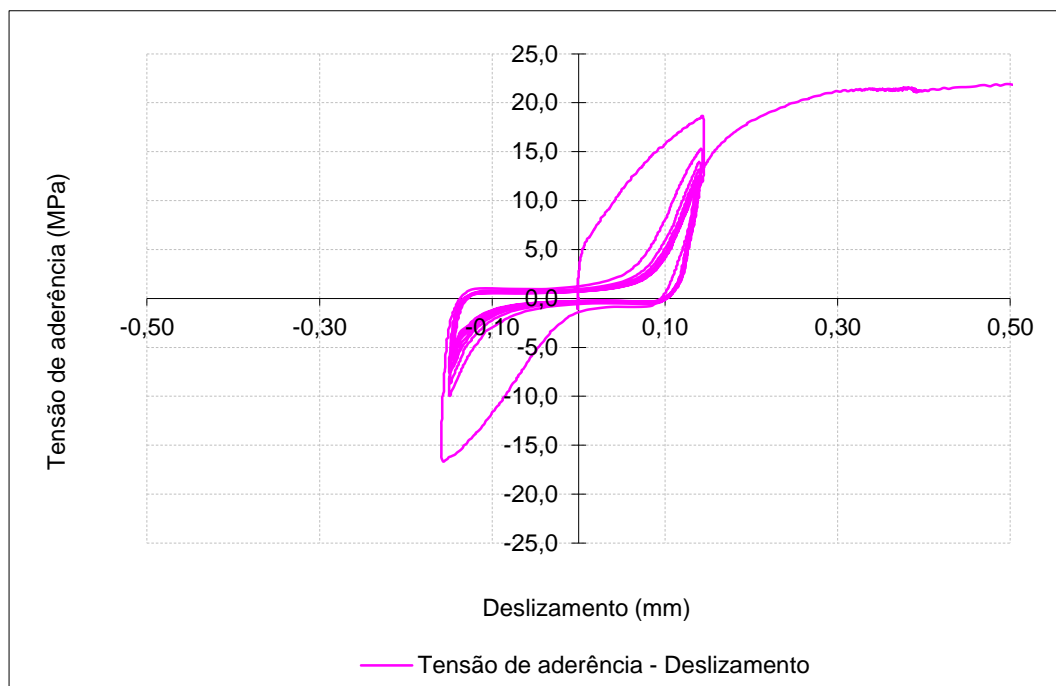
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,096

Ensaio Cíclicos Tipo 1

 f_c (MPa): 59,3

	τ (MPa)
τ_1	23,25
τ_f	10,88
τ_3	6,85

	s (mm)
s_1	1,929
s_f	19,971
s_3	-

Provete: AT_C2_25_6

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

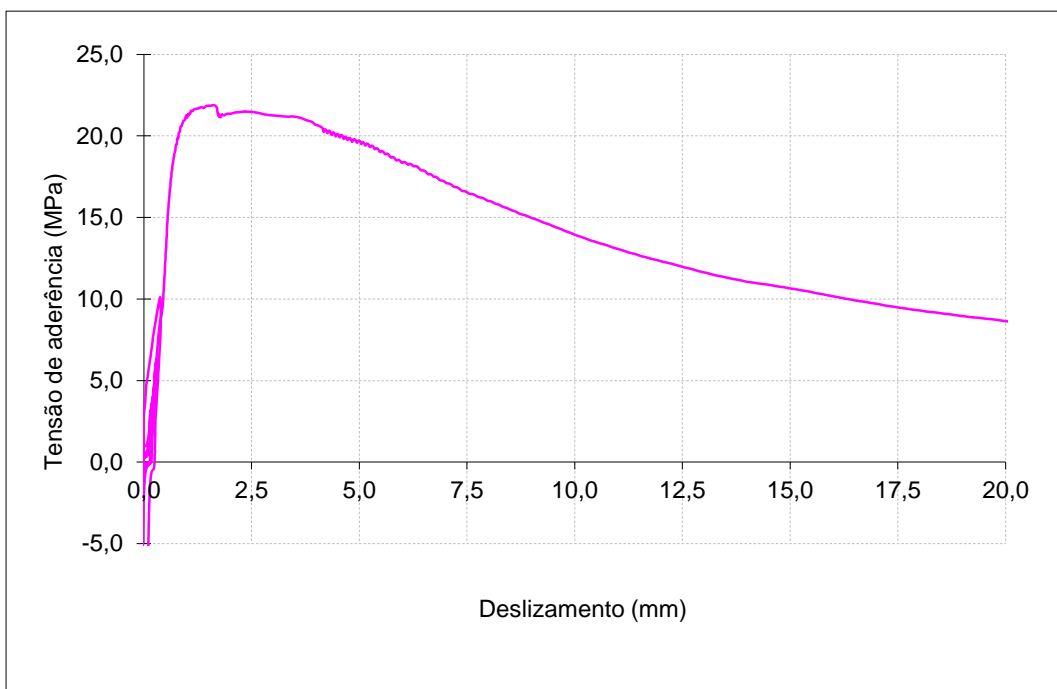
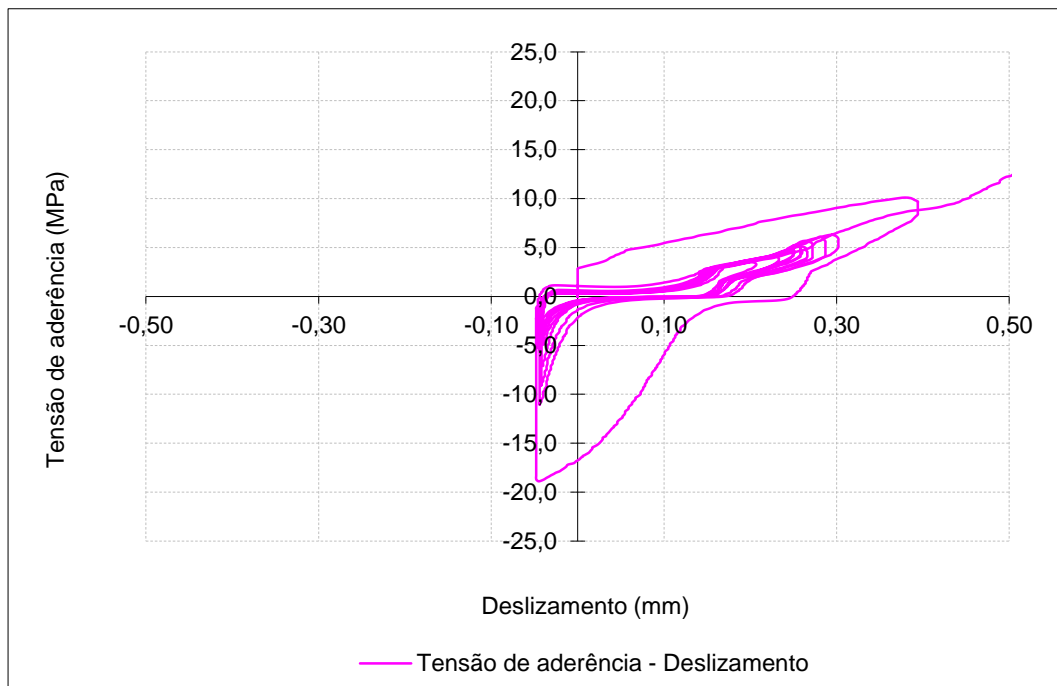
Data de ensaio: 12-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 59,3

Ensaio Cíclico Tipo 1



	τ (MPa)
τ_1	21,89
τ_f	8,72
τ_3	5,88

	s (mm)
s_1	1,607
s_f	19,812
s_3	-

Provete: AT_C2_25_7

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,096

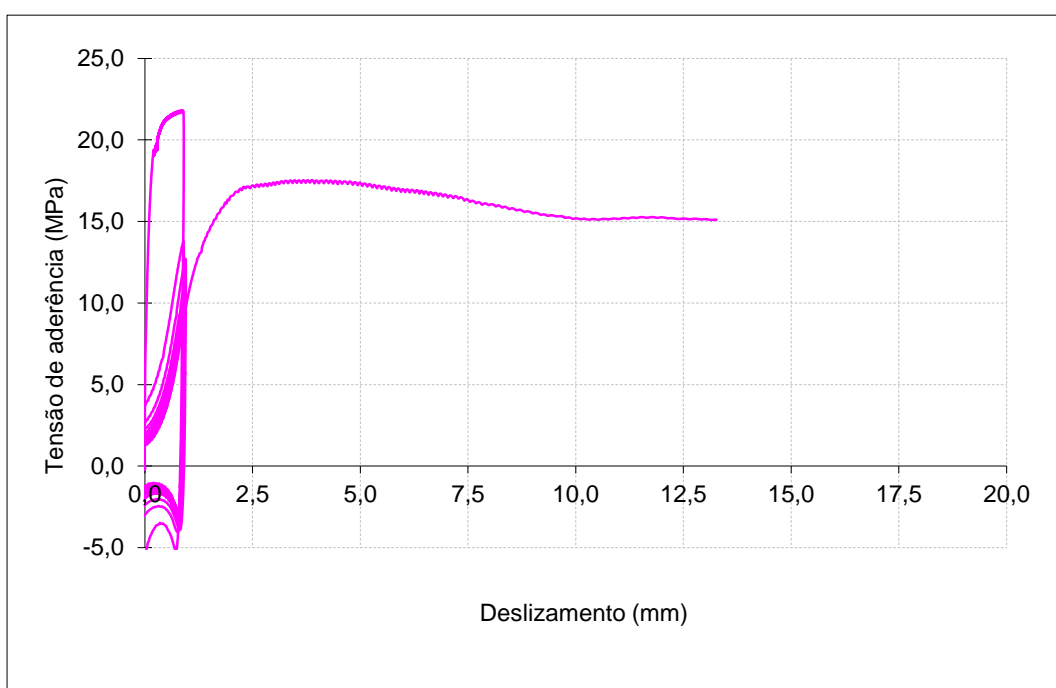
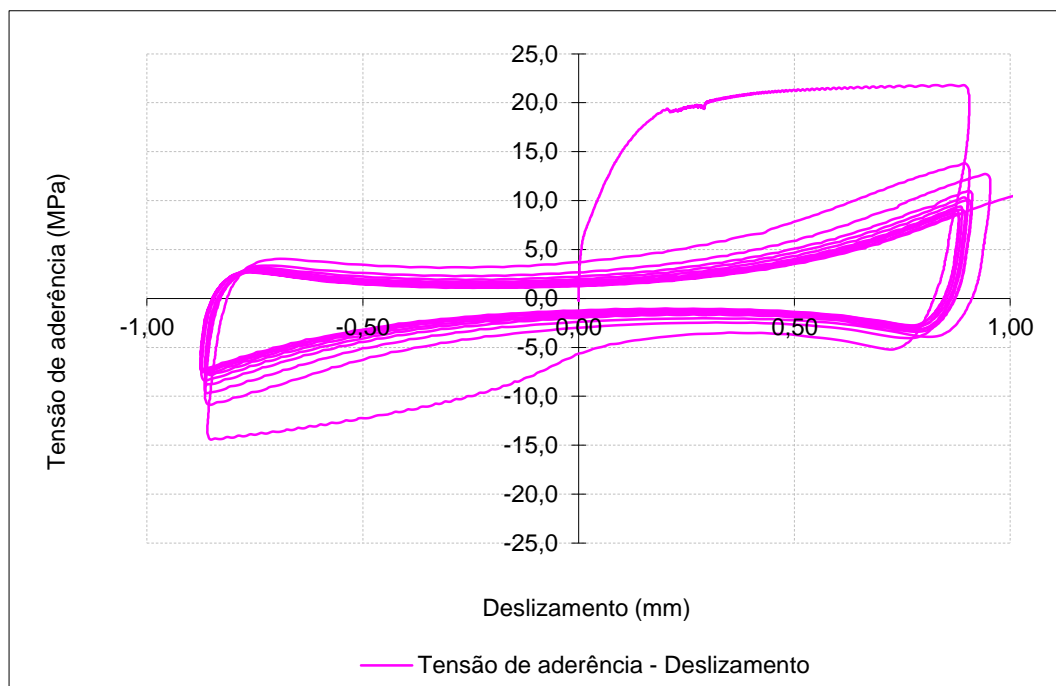
Data de ensaio: 17-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	17,53
τ_f	15,13
τ_3	5,40

	s (mm)
s_1	3,887
s_f	13,055
s_3	-

Provete: AT_C2_25_8

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_R, média: 0,096

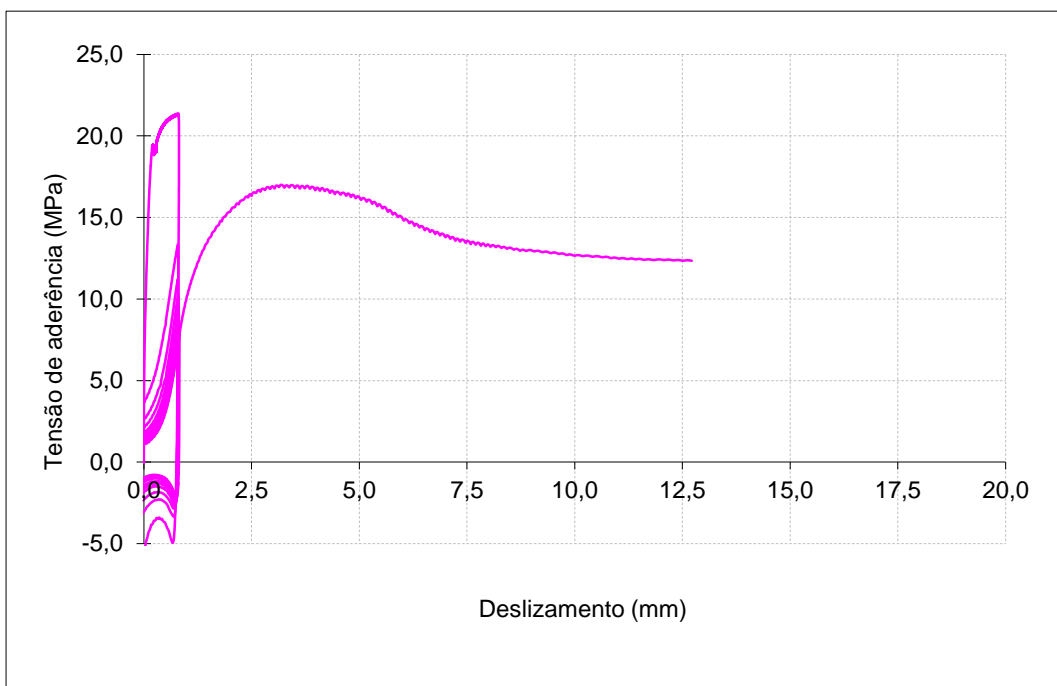
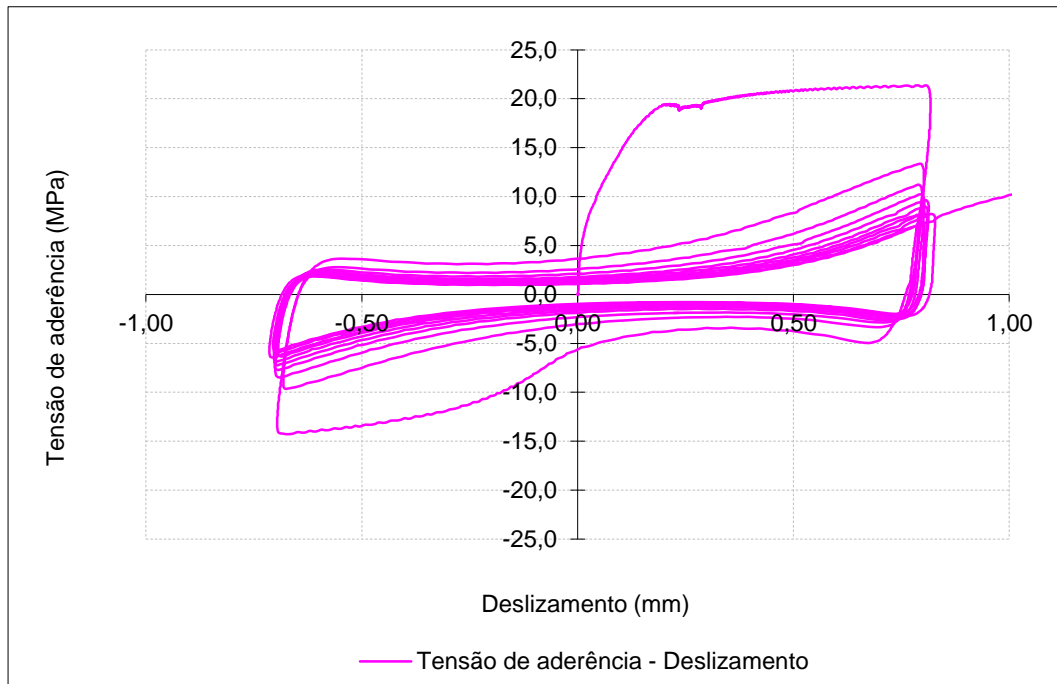
Data de ensaio: 17-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	17,00
τ_f	12,35
τ_3	5,40

	s (mm)
s_1	3,189
s_f	12,509
s_3	-

Provete: AT_C2_25_9

Data de ensaio: 17-04-2012

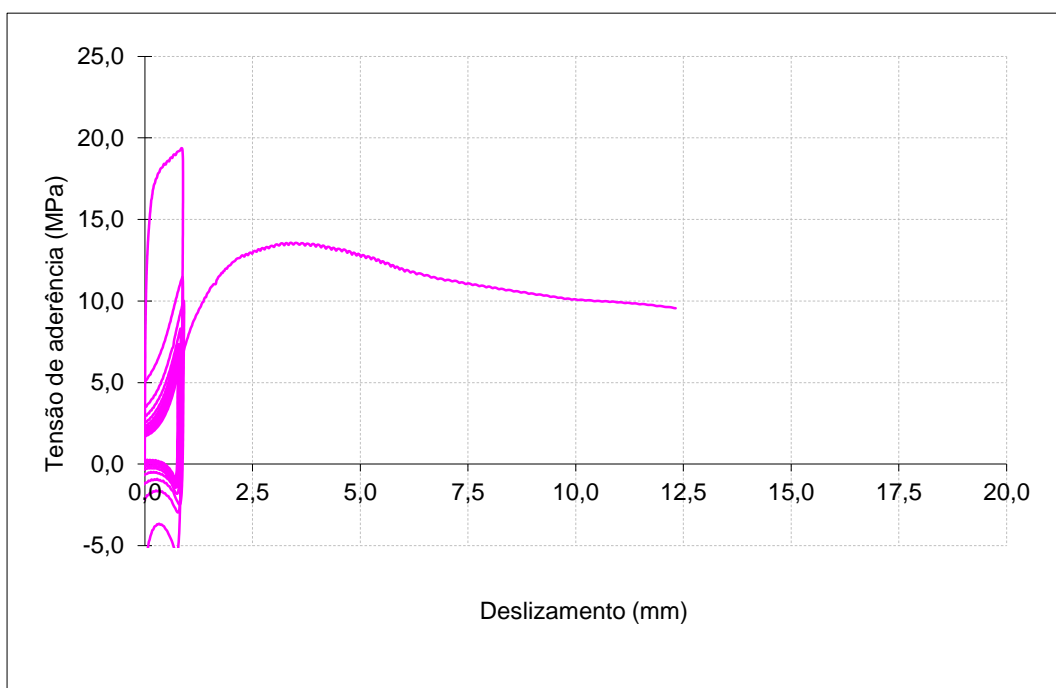
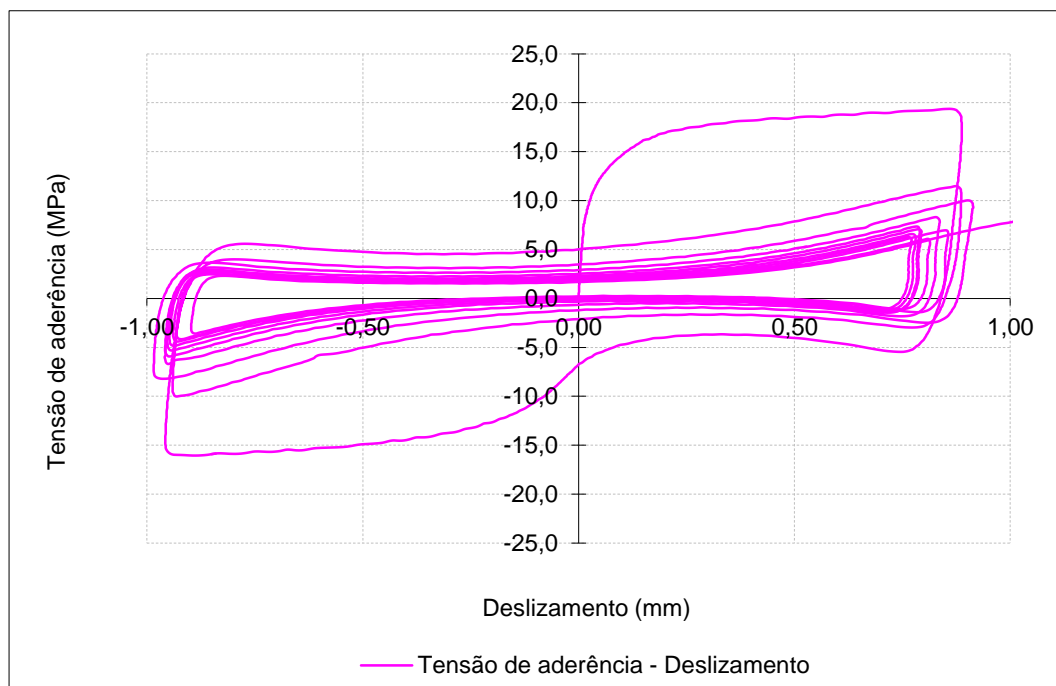
Aço: A500NR SD c/ tratamento

Betão: C50/60

d (mm): 25

 f_{cm} (MPa): 68,0 $f_{R, média}$: 0,096

Ensaio Cíclicos Tipo 2

 f_c (MPa): 70,1

	τ (MPa)
τ_1	13,57
τ_f	9,63
τ_3	5,40

	s (mm)
s_1	3,497
s_f	12,103
s_3	-

Provete: BT_C2_25_7

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_{R, média}: 0,101

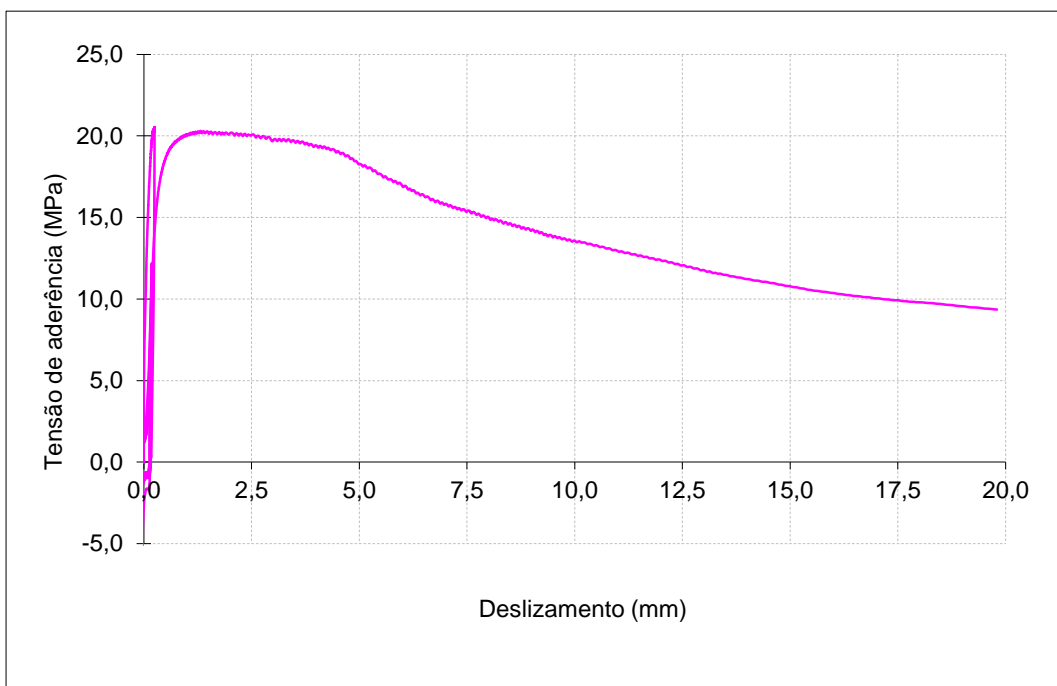
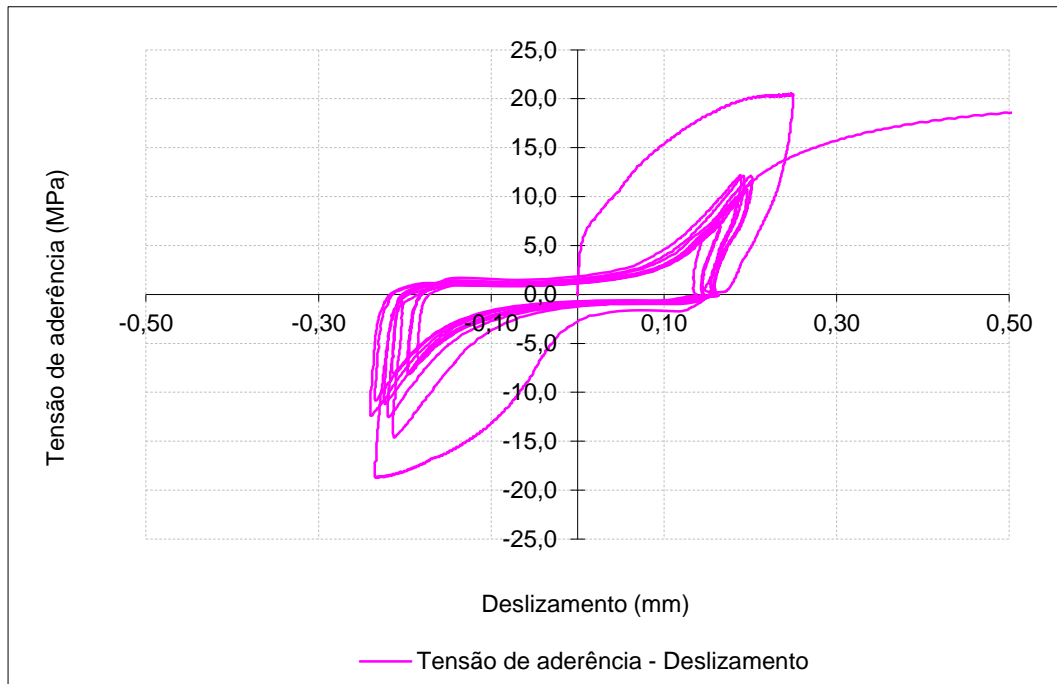
Data de ensaio: 13-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	20,30
τ_f	9,41
τ_3	7,56

	s (mm)
s_1	1,497
s_f	19,579
s_3	-

Provete: BT_C2_25_8

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_R, média: 0,101

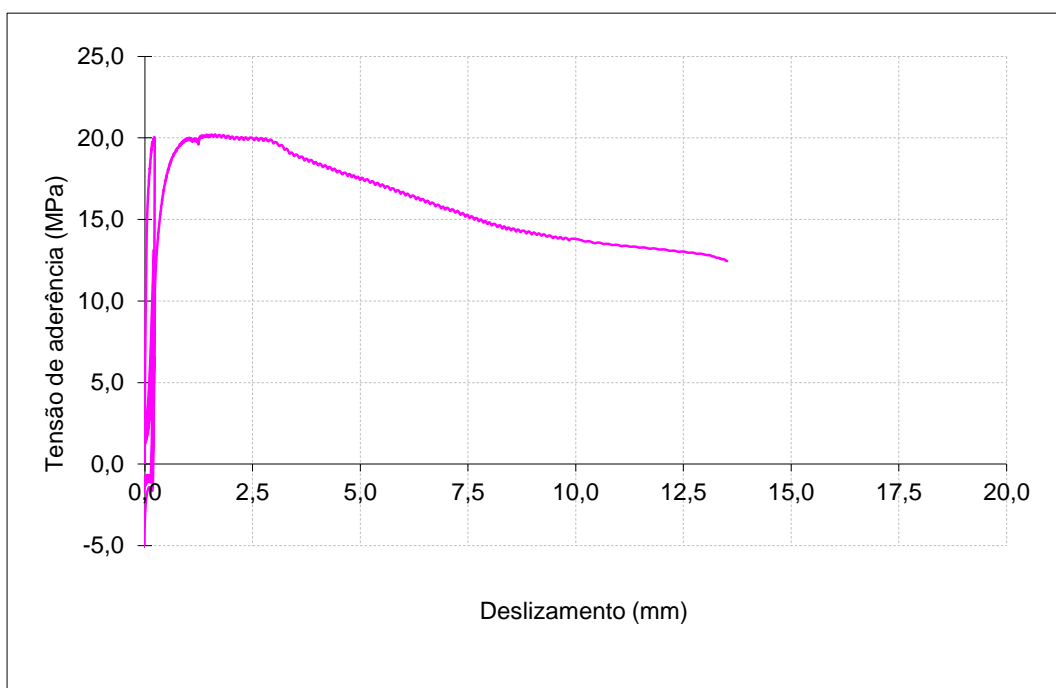
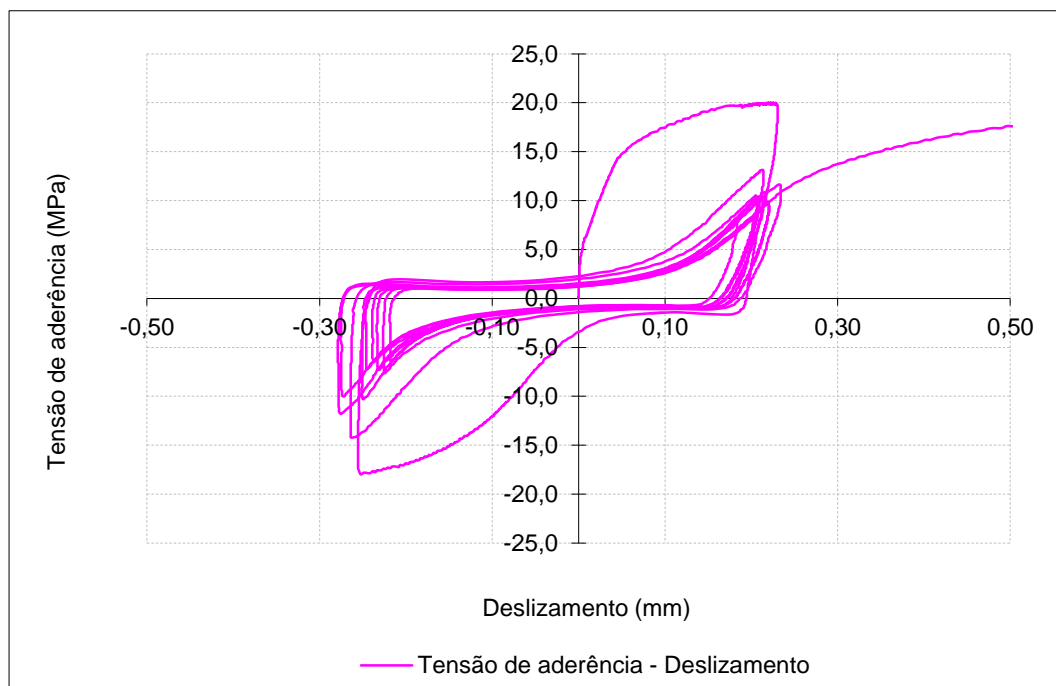
Data de ensaio: 13-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	20,20
τ_f	12,54
τ_3	8,28

	s (mm)
s ₁	1,437
s _f	13,463
s ₃	-

Provete: BT_C2_25_9

Aço: A500NR SD c/ tratamento

d (mm): 25

f_R, média: 0,101

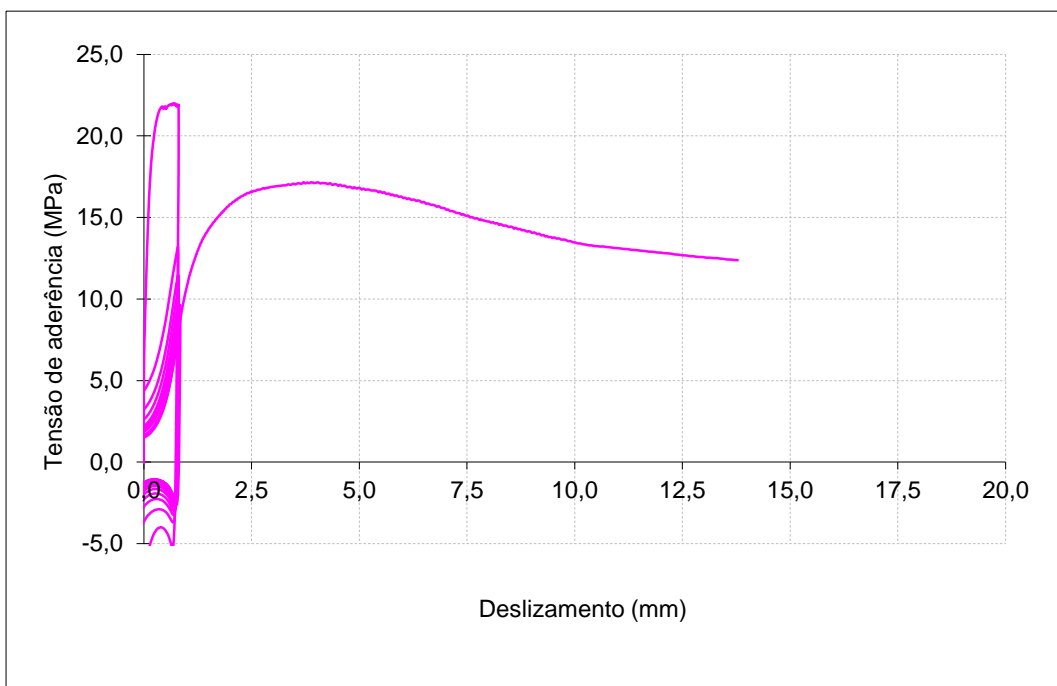
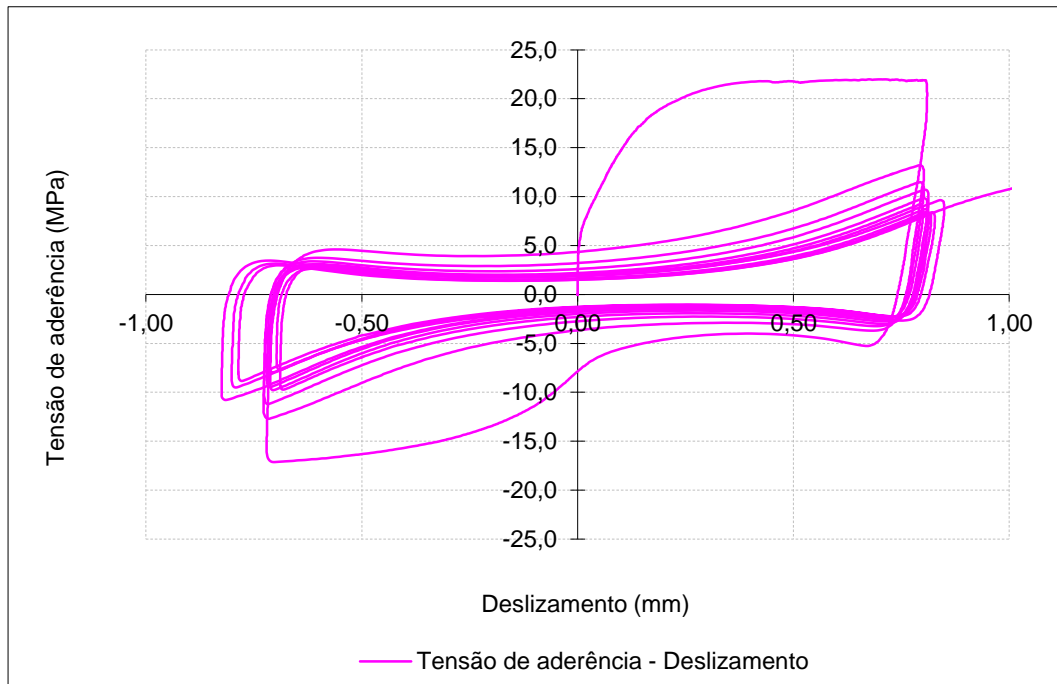
Data de ensaio: 16-04-2012

Betão: C50/60

f_{cm} (MPa): 68,0

f_c (MPa): 70,1

Ensaio Cíclico Tipo 2



	τ (MPa)
τ_1	17,15
τ_f	12,42
τ_3	8,28

	s (mm)
s_1	4,038
s_f	13,605
s_3	-

